
Modellansätze zum Verheilungsverhalten von Steinsalz und ihre Anwendung auf Querschnittsabdichtungen im Salinargebirge

Dissertation
zur Erlangung des Grades
eines Doktor-Ingenieurs

vorgelegt von
Dipl.-Ing. Sascha Eberth
aus Peine, Bundesrepublik Deutschland

genehmigt von der
Fakultät für Energie- und Wirtschaftswissenschaften
der Technischen Universität Clausthal

Tag der mündlichen Prüfung:
06.12.2007

Vorsitzender der Promotionskommission:
Hauptreferent:
Koreferent:

Univ. Prof. Dr.- Ing. N. Meyer
Univ. Prof. Dr.- Ing. habil. K.-H. Lux
Prof. Dr.-Ing. S. Heusermann

Vorwort und Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik des Instituts für Aufbereitung, Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal.

Während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik war ich mit der Durchführung des BMBF-Forschungsvorhabens „*Weiterentwicklung eines Prognosemodells zum Barrierenintegritäts- und Langzeitsicherheitsnachweis für Untertagedeponien mit besonderer Berücksichtigung von Gefügeschädigung und Schädigungsverheilung auf der Grundlage der Continuum-Damage-Theorie*“ 02C0720 betraut. Die Ergebnisse des genannten Forschungsvorhabens bilden die Basis für diese weiterführende Arbeit.

Für die wissenschaftliche Betreuung und die fachlichen Anregungen bedanke ich mich bei meinem Hauptreferenten Univ. Prof. Dr.-Ing. habil. Karl-Heinz Lux sowie bei AOR Dr.-Ing. Uwe Düsterloh. Mein besonderer Dank gilt auch Prof. Dr.-Ing. Stefan Heusermann für die freundliche Übernahme des Koreferats und Univ. Prof. Dr.-Ing. Norbert Meyer für den Prüfungsvorsitz.

Besonderen Dank schulde ich Dipl.-Math. Ralf Wolters, der in vielen mathematischen Fragen bei der Herleitung von Gleichungen und bei der Lösung numerischer Probleme und bei der Durchführung der numerischen Simulationen stets eine große Hilfe war. Auch allen weiteren Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern des Lehrstuhls für Deponietechnik und Geomechanik möchte ich für ihre Unterstützung und Aufheiterung während vieler, zum Teil anstrengender Stunden danken.

Anke Klingberg und Thomas Witteriede danke ich für ihre Hilfe bei der sprachlichen Überarbeitung und der Formatierung dieser Arbeit.

Inhaltsverzeichnis

	Kurzfassung	
1	Einleitung	1
1.1	Konzepte zur Abfallentsorgung in Endlagern für radioaktive Abfallstoffe	1
1.2	Fragestellungen und Zielsetzungen dieser Arbeit	2
2	Geomechanische Eigenschaften von Salzgesteinen unter Berücksichtigung von Schädigungs- und Permeabilitätsentwicklung sowie Schädigungsrückbildung (Verheilung)	5
2.1	Charakterisierung der grundlegenden Anforderungen an ein Wirtsgestein als Endlagerformation durch drei Hypothesen	5
2.2	Konkretisierung der drei Hypothesen zu grundlegenden Anforderungen an ein Wirtsgestein als Endlagerformation	6
2.2.1	Konkretisierung der ersten Hypothese: „Duktilität“	6
2.2.2	Konkretisierung der zweiten Hypothese: „Verheilungsfähigkeit“	9
2.2.3	Konkretisierung der dritten Hypothese: „Durchlässigkeit“	11
2.2.4	Offene Fragen	15
3	Laborative Grundlagen	17
3.1	Probenentnahme und Prüfkörperherstellung	17
3.2	Versuchsablauf für Verheilungsversuche	19
3.2.1	Ultraschallwellenmessungen zur Bestimmung der Schädigungsrate durch Berechnung	21
3.2.2	Kurzzeitverheilungsversuche an Vollprüfkörpern	25
3.2.3	Langzeitverheilungsversuche an Vollprüfkörpern	26
4	Stand von Wissenschaft und Technik	28
4.1	Überblick	28
4.2	Vorstellung des Stoffmodells <i>Hou/Lux</i>	29
4.2.1	Grundsätzlicher Aufbau	29
4.2.2	Viskoplastische Verzerrungsrate	31
4.2.3	Schädigungsinduzierte Verzerrungsrate	33
4.2.4	Verheilungsinduzierte Verzerrungsrate	37
4.3	Grundlagen zur Verheilung im Steinsalz, vorhandene Ansätze aus der Literatur	38
4.4	Der Verheilungsansatz im Stoffmodell <i>Hou/Lux</i>	45
5	Validierung des Stoffmodells <i>Hou/Lux</i> anhand von analytischen Fallbeispielen	50
5.1	Berechnungsmodell und analytische Fallbeispiele	50
5.2	Interpretation der Ergebnisse	54
5.3	Aktueller Stand der internationalen Forschung in Bezug auf die Verheilung von Steinsalz	55
6	Herleitung des phs-Stoffmodellansatzes zur Quantifizierung der Verheilung im Salzgestein	56
6.1	Herleitung einer geeigneten Potentialfunktion	56
6.2	Der phs-Verheilungsansatz im Stoffmodell <i>Hou/Lux</i>	60
6.2.1	Ableitung einer neuen Gleichung zur Beschreibung der Dilatanzrückbildung	60
6.2.2	Ableitung einer neuen Gleichung zur Beschreibung der Schädigungsabnahme	68
6.3	Ermittlung der Materialparameter f_{c1} , f_{c2} , f_{s1} , f_{s2} , f_h und g_h	73

6.3.1	Ermittlung des Materialparameters gh	73
6.3.2	Ermittlung des Materialparameters fc1	73
6.3.3	Ermittlung des Materialparameters fs1	74
6.3.4	Ermittlung des Materialparameters fh	75
6.3.5	Ermittlung der Materialparameter fc2 und fs2	76
6.4	Zusammenfassende Darstellung des neuen phs-Stoffmodells	76
7	Validierung des phs-Stoffmodells	79
7.1	Nachrechnung des Laborversuchs Nr. 307 mit dem phs-Stoffmodell	79
7.1.1	Versuchsbedingungen und Materialparameter	79
7.1.2	Laborergebnisse	80
7.1.3	Ergebnisse der numerischen Berechnung	82
7.1.4	Zusammenfassender Vergleich der Ergebnisse aus der numerischen Berechnung mit den laborativen Befunden	91
8	Entwicklung eines geeigneten Porositäts-Permeabilitäts-Ansatzes	93
9	Anwendung des phs-Stoffmodells an der mit einem Tübbing ausgebauten Strecke im Forschungsbergwerk Asse unter besonderer Berücksichtigung der Permeabilität	99
9.1	Die Tübbingausbaustrecke – Ausgangssituation	99
9.2	Geomechanische Ausgangssituation, Ergebnisse der Permeabilitätsmessungen und Materialparameter	100
9.3	Streckenmodelle für die Berechnung	104
9.3.1	Berechnung der offenen Strecke in der Asse	104
9.3.2	Bewertung der Ergebnisse und Zusammenfassung	110
9.3.3	Berechnung der mit einem Tübbingausbau versehenen Strecke in der Asse	111
9.3.4	Bewertung der Ergebnisse und Zusammenfassung	119
9.4	Fazit zur Berechnung	120
10	Anwendung des phs-Stoffmodells zur Quantifizierung der Verheilung in einer Strecke mit Streckendamm und Versatz unter Berücksichtigung zweier unterschiedlicher Steinsalzlokalisationen	121
10.1	Beschreibung des Umfangs und Zielsetzung der Berechnungen	121
10.2	Prinzipieller Aufbau von Dichtelementen und Widerlagern	122
10.3	Darstellung des Stoffmodells für Versatzkompaktion von <i>Korthaus/Hein</i>	126
10.4	Darstellung des Porositäts-Permeabilitäts-Ansatzes der GRS für Salzgrus	127
10.5	Berechnung eines Streckendamms mit Versatzkompaktion, Verheilung und Permeabilitätsentwicklung am Beispiel des Dammbauwerks Sondershausen	128
10.5.1	Untertägige Situation und Vorüberlegungen	128
10.5.2	Modellierung und Materialparameter	130
10.5.3	Berechnungsergebnisse für die Lokation Sondershausen	135
10.5.4	Grafische Zusammenfassung der Ergebnisse über die Zeit	138
10.5.5	Zusammenfassende Darstellung und Diskussion der Ergebnisse	143
10.6	Parametervariation: Berechnung des Dammbauwerks mit Asse-Parametern	147
10.6.1	Berechnungsergebnisse für die Lokation Asse	148
10.6.2	Grafische Zusammenfassung der Ergebnisse über die Zeit	169
10.6.3	Bewertung der Ergebnisse	174
10.6.4	Interpretation und Diskussion der Berechnungsergebnisse	175
10.6.5	Bewertung des tabellarischen Vergleichs der Berechnungsergebnisse	179
10.7	Berechnung der Durchströmung durch das Abdichtungsbauwerk	185

10.7.1	Grundlagen zur Berechnung der Durchströmung und notwendige Annahmen	185
10.7.2	Berechnung der Durchströmung und Interpretation	189
10.8	Berechnung der Durchströmung des Barrierensystems nach Dammeinbau mit mechanisch-hydraulischer Kopplung	192
10.8.1	Berechnungsgrundlagen und Ergebnisse	192
10.8.2	Vergleich der Berechnungsergebnisse der mechanisch-hydraulisch gekoppelten Berechnung mit besonderer Berücksichtigung der Verheilung und der Durchströmung	196
10.8.3	Grafische Zusammenfassung der hydraulisch-mechanisch gekoppelten Berechnung mit Materialkennwerten der Lokation Sondershausen	199
10.8.4	Grafische Zusammenfassung der hydraulisch-mechanisch gekoppelten Berechnung mit Materialkennwerten der Lokation Asse	203
10.8.5	Tabellarische Zusammenfassung der hydraulisch-mechanisch gekoppelten Berechnungen	207
10.8.6	Interpretation und Bewertung der Ergebnisse	211
11	Zusammenfassung, Grenzen der Arbeit und weiterer Forschungsbedarf	217
12	Literatur	222

Kurzfassung

Für die Entsorgung radioaktiver Abfälle ist in Deutschland die Endlagerung in tiefen geologischen Formationen vorgesehen. Gegenwärtig wird als Wirts- und Barrierengestein das Salinargebirge präferiert. Die Langzeitsicherheit eines Endlagers wird über geologische Barrieren (Steinsalzgebirge) und geotechnische Barrieren (Querschnittsabdichtungen) realisiert. Die rechnerische Simulation des Tragverhaltens dieser geotechnischen Barrieren in Form von Damm- und Verschlussbauwerken befindet sich noch in der Entwicklungsphase, insbesondere hinsichtlich der Rückbildung von Gefügeschädigungen (Verheilung) im konturnahen Steinsalzgebirge und ihrer Modellierung.

Der im Stoffmodell *Hou/Lux* ursprünglich implementierte Verheilungsansatz nach *Hou (2002)* wird zunächst anhand analytischer Berechnungen überprüft. Die Berechnungsergebnisse lassen Defizite erkennen, die in der mechanischen Formulierung dieses Verheilungsansatzes zu finden sind. Aus diesem Grund wird ein neuer phänomenologischer Ansatz für die Verheilung von Schädigung und Dilatanz im Salzgestein entwickelt und anhand analytischer Berechnungen auf seine Plausibilität geprüft. Nach Bestätigung seiner Plausibilität ist dieser neu entwickelte Ansatz in das FE-Programmpaket *MISES3* implementiert worden. Über die analytischen Kontrollberechnungen und Plausibilitätsprüfungen hinaus ist der neu entwickelte und als „phs-Verheilungsstoffmodell“ bezeichnete Verheilungsansatz sowohl anhand von Laborversuchen validiert wie auch durch eine erste Anwendung auf In-situ-Bauwerke im Salzgebirge in seiner Aussagekraft untersucht worden.

Anhand der Befunde aus zuvor durchgeführten Laborversuchen kann eine Schädigungs- bzw. Dilatanzrückbildung in drei Phasen identifiziert werden. Durch eine Veränderung des Beanspruchungszustandes mit einer Reduzierung des deviatorischen und einer anschließenden Erhöhung des isotropen Spannungsanteils muss zunächst ein für die Verheilung von Schädigung und Dilatanz hinreichend günstiger Beanspruchungszustand im Gebirge induziert werden. In der ersten Phase des dadurch aktivierten Verheilungsprozesses werden offene (Mikro-)Risse in kurzer Zeit rückgebildet und weitgehend wieder verschlossen (Rissschließungsphase 1). Die anschließende zweite Phase ist gekennzeichnet durch eine weitere Rissschließung, allerdings zeitabhängig und weniger intensiv als die erste Phase ausgeprägt (Rissschließungsphase 2). Nach Beendigung der Rissschließungsphase 1 und der Rissschließungsphase 2 geht der Rissrückbildungsprozess schließlich in die dritte Phase über, die erst als die eigentliche Verheilungsphase anzusehen ist. Ausgehend von der Annahme bereits weitestgehend verschlossener Risse und Porenräume erfolgt in der dritten Phase durch geochemisch dominierte Pro-

zesse eine Verheilung der Gefügeschädigungen: Durch Kornum- und Kornneubildungen wird wieder ein intaktes Gesteinsgefüge hergestellt und auch die ursprünglichen mechanischen Eigenschaften stellen sich wieder ein.

Anhand von numerischen Simulationen wird der neu entwickelte Verheilungsansatz überprüft und in seiner Aussagekraft bestätigt. Bei den numerischen Simulationen handelt es sich zunächst um die Analyse der von der *GRS (2001)* im *ALOHA2*-Projekt mit Permeabilitätsmessungen untersuchten Tübbingausbaustrecke im Forschungsbergwerk Asse. Die gemessenen Permeabilitätswerte in der offenen und in der ausgebauten Strecke können mit dem Stoffmodell *Hou/Lux*, dem phs-Verheilungsansatz und einer neu entwickelten Poro-Perm-Beziehung (pps-Ansatz), die derzeit leider nur auf Literaturdaten aufbaut, in zufriedenstellendem Maß durch die numerische Simulation bestätigt werden.

In einer weiteren Anwendung des Stoffmodells *Hou/Lux*, des phs-Verheilungsansatzes, der pps-Poro-Perm-Beziehung sowie eines Kompaktionsstoffmodells zur Beschreibung der Versatzkompaktion für Salzgrus (*Korthaus, 1998*) erfolgt in Anlehnung an das Dammbauwerk Sondershausen eine numerische Simulation zum Tragverhalten einer Strecke mit Dammbauwerk und Versatz. Es werden vergleichende Berechnungen mit einem als mittelmäßig ausgeprägt kriechfähigen und einem als weniger kriechfähig ausgeprägt einzustufenden Steinsalz vorgenommen. Analysen zur Berechnung der Durchflussrate im Fall eines Lösungszutritts mit Druckbeaufschlagung des Dammbauwerkes sowie die Anwendung des gesamten Simulationsinstrumentariums im Rahmen einer hydraulisch-mechanisch gekoppelten Berechnung unter Annahme eines sofortigen Laugenzuflusses nach dem Dammeinbau sind weiterer Gegenstand von Simulationen.

Insgesamt liegt nunmehr ein Instrumentarium vor, mit dessen Hilfe das mechanische und hydraulische Verhalten von Querschnittsabdichtungen im Salinargebirge in den verschiedenen Entwicklungsphasen rechnerisch analysiert werden kann. Daher wird abschließend der Versuch unternommen, Querschnittsabdichtungen in ihrer Funktion als geotechnische Barrieren bei der Endlagerung radioaktiver Abfälle in die Methodik der Langzeitsicherheitsnachweisführung einzubetten.

Stichworte: Abdichtungssystem, Abfallentsorgung, Barriere, Dammbauwerk, Dilatanzrückbildung, Endlagerung, Langzeitsicherheitsnachweis, Laborversuche, Permeabilitätsrückbildung, pps-Ansatz, phs-Stoffmodell, Querschnittsabdichtung, Risssschließung, Schädigungsrückbildung, Stoffmodell *Hou/Lux*, Verheilung, Verheilungsphase, Verheilungsversuche

1 Einleitung

1.1 Konzepte zur Abfallentsorgung in Endlagern für radioaktive Abfallstoffe

Für die Endlagerung aller Arten von radioaktiven Abfällen wird in Deutschland die Endlagerung in tiefen geologischen Formationen favorisiert. Die unterschiedlichen Abfälle werden entsprechend ihrer Herkunft konditioniert und für die Endlagerung vorbereitet, u.a. durch Umverpacken in einheitliche Gebinde, um die Transportvorgänge im Endlager zu standardisieren und zu vereinheitlichen. Je nach Abfallart haben sich dafür internationale Standards herausgebildet, weil weitgehend identische Prozesse bei der Herstellung und Wiederaufbereitung von Kernbrennstoffen zur Anwendung kommen:

- Hochaktive Abfallstoffe (HAW – High Active Wastes) aus der Wiederaufbereitung werden in einer Borosilikatglasschmelze verglast und in Edelstahlkokillen eingefüllt. Diese Kokillen werden zur Endlagerung in geeignete Endlagerbehälter umverpackt. Die Abfallmatrix dieser Abfälle ist eine in wässrigen Lösungen nur schwerlösliche Glasmatrix, die die Freisetzung von Radionukliden über einen Zeitraum von mehreren Zehntausend Jahren verzögert.
- Abgebrannte Kernbrennstoffe (SF – Spent Fuel) bleiben mitsamt ihren Hüllrohren als Brennstab erhalten und werden direkt in geeignete Endlagerbehälter umverpackt. Die Abfallmatrix abgebrannter Kernbrennstoffe ist die Urandioxid- oder Uranmischoxidbasis, die unter den langfristig sich im Endlager einstellenden Umgebungsbedingungen nur sehr schwer löslich ist. Die Freisetzung von Radionukliden wird daher über einen Zeitraum von mehreren Zehntausend Jahren sehr stark verzögert.
- Langlebige mittelradioaktive Abfallstoffe (ILW – Intermediate Longlived Wastes) stammen aus der Forschung und Industrie sowie aus der Energiegewinnung. Daher fallen sie nicht in einer einheitlichen Abfallform an, sondern ihre Beschaffenheit und Abfallmatrix hängt von dem jeweiligen Erzeugungsprozess ab. Üblicherweise werden solche Abfälle in unterschiedlich großen Stahlblechfässern z.T. mit Betonauskleidung mit unterschiedlichen Formen vom jeweiligen Erzeuger verpackt, was die Transportabilität und Einlagerungsmöglichkeiten (z. B. Stapeln) einschränkt, da bei der Verladung unterschiedliche Greif- und Transportsysteme benötigt werden und eine sichere Stapelung unmöglich wird. In der Praxis müssen solche Abfälle im Endlager jedoch mit standardisierten Methoden transportiert und eingelagert werden können. Daher wird z. B. im französischen und schweizerischen Endlagerkonzept vorgeschlagen, die

Fässer in spezielle Container aus Beton umzuverpacken, die dann mit standardisierten Methoden im Endlager handhabbar sind.

Unabhängig von der favorisierten Gesteinsformation, die für die Endlagerung der radioaktiven Abfälle vorgesehen ist, sind die Abfallformen und die Abfallmatrix aufgrund der entsprechenden Konditionierung weitgehend identisch.

In der Bundesrepublik Deutschland wird das Konzept der Endlagerung von hochradioaktiven Abfällen in tiefen geologischen Steinsalzformationen favorisiert. Die Einlagerungsstrecken werden nach der Beschickung mit den Abfallgebinden mit Salzgrus versetzt und anschließend werden ganze Einlagerungsbereiche mit Dammbauwerken verschlossen. Aufgrund der ablaufenden Zerfallsprozesse in den radioaktiven Abfällen kommt es zu einem Temperaturanstieg in den Einlagerungsbereichen. Damit verbunden wird das Kriechen des Gebirges verstärkt, was zu einer erhöhten Hohlraumkonvergenz führt, so dass die Porosität im Salzgrusversatz durch die ebenfalls beschleunigte Kompaktion zurückgebildet wird. Die Abfallgebinde werden so im Lauf der Zeit vollständig vom viskoplastischen Steinsalz eingeschlossen. Es ist davon auszugehen, dass zumindest langfristig keine Wegsamkeiten mehr im Bereich der Kontaktzonen zwischen Behälter und Versatz sowie zwischen Streckenkontur und Versatz verbleiben.

Der in dem Konzept der Bundesrepublik Deutschland vorgesehene vollständige Einschluss der Abfallgebinde im Steinsalz erfordert es, die Kompaktions- und Verheilungsprozesse in der Konturzone des Salzgebirges, in den Kontaktzonen zwischen Abdichtungsbauwerken und Gebirge, zwischen Gebirge und Versatz sowie im Versatzkörper selbst zu verstehen, physikalisch angemessen modellieren und im Rahmen von Tragwerksanalysen auch numerisch simulieren zu können. Die BMBF-Forschungsvorhaben 02C0720, *Lux et al. (2006)* und 02C0588 *Lux et al. (2002)* sowie die vorliegende Arbeit leisten dazu einen Beitrag.

1.2 Fragestellungen und Zielsetzungen dieser Arbeit

Wie in Abschnitt 1.1 bereits beschrieben worden ist, wird in der Bundesrepublik Deutschland die Endlagerung von radioaktiven Abfallstoffen in tiefen geologischen Steinsalzformationen favorisiert. Das Endlager ist so zu konzipieren, dass langfristig eine nachsorgefreie und wartungsfreie Endlagerung der radioaktiven Abfälle gewährleistet werden kann. Um das Erreichen dieser Zielsetzung zu belegen, ist die Erarbeitung eines Langzeitsicherheitsnachweises für das Verbundsystem aus Gebirge als Barrierengestein, den Einlagerungshohlräumen mit ihren geotechnischen Barrieren (Puffer/Versatz und Abdichtungsbauwerke wie Dämme und

Schachtverschlüsse) und den Abfällen erforderlich, der wesentlich auf den in diesem System ablaufenden Prozessen beruht. In diesem Verbundsystem laufen neben geothermischen geomechanische, geohydraulische und geochemische Prozesse ab, die zum Teil miteinander gekoppelt sind. Beispiele für solche Prozesse sind Hohlraumkonvergenz, im Falle eines Laugenzuflusses entstehende Drücke aus dem Fluidzufluss und Porendruckaufbau, Gasbildung durch Behälterkorrosion, Salinität der Laugen, Wärmefreisetzung und Temperaturwirkung.

Die für die Prognose der geomechanischen Prozesse vorgesehenen mathematisch-mechanischen Simulationsmodelle müssen geeignet sein, das mechanische Verhalten der am Tragsystem beteiligten Materialien „Salzgesteine/Nebengesteine“ und „Abfälle“ jeweils einzeln für sich und in ihrer Wechselwirkung unter den relevanten geomechanischen Randbedingungen quantitativ mit hinreichender Realitätsnähe abzubilden, um insbesondere die geforderte Barrierenintegrität in ihrer langfristigen Entwicklung qualitativ und quantitativ prognostizieren und beurteilen zu können.

Zur Beurteilung der Barrierenintegrität müssen vor allem die Schädigungsgrenze (= Dilatanzgrenze) und die Verheilungsgrenze von Steinsalz als maßgebendes Wirts- und Barrierengestein zusammen mit den dann folgenden Schädigungs- und Verheilungsprozessen in die bestehenden Stoffmodelle integriert werden, um das dilatante oder kontraktante Verhalten des Materials bei Überschreitung der Schädigungsgrenze bzw. bei Unterschreitung der Verheilungsgrenze beschreiben zu können.

Das Stoffmodell *How/Lux* basiert auf dem Stoffmodell *Lubby2* nach *Lux (1984)* und integriert in einer Erweiterung Elemente der Continuum-Damage-Mechanik (CDM) mit der Einbeziehung von Deformationsprozessen wie Gefügeschädigung, Dilatanz, Kontraktanz und tertiärem Kriechen. In die aktuellste Version dieses Stoffmodells wurde im Rahmen des BMBF-Forschungsvorhabens 02C0720 nach *Lux et al. (2006)* ein vollständig neu entwickeltes Verheilungsstoffmodell implementiert und in einer ersten Anwendung bereits validiert (phs-Verheilungsmodell).

Ein Beleg für eine Verheilung, mindestens aber für eine Rissrückbildung bzw. Risssschließung im Gestein kann der Rückgang der Sekundärpermeabilität sein, die zuvor durch Gefügeschädigung und -auflockerung gebildet wurde. Zur Quantifizierung der Permeabilitätsentwicklung ist ein überarbeiteter Poro-Perm-Ansatz entwickelt worden (*pps* – porosity permeability in salt). Der Rückgang der Sekundärpermeabilität ist auch in situ beobachtet worden. Als Beispiel hierzu kann die sogenannte Tübbingstrecke in der Asse angeführt werden. Im Bergwerk Asse wurde 1914 ein kurzer Abschnitt einer 1911 aufgefahrenen Strecke mit Gusseisentübbing ausgebaut, wobei die Hohlräume zwischen Streckenkontur und Tübbingausbau mit

Beton verfüllt worden sind. Es wurde vermutet, dass sich nach einer Standzeit der ausgebauten Strecke von $t = 82$ a die 1911 durch die Auffahrung der Strecke geschädigte Konturzone durch Hohlraumkonvergenz auf den Tübbingausbau verheilt hat. Aus diesem Grund wurden von der *GRS (2001)* im Rahmen des *ALOHA2*-Projektes in Bohrlöchern Permeabilitätsmessungen durchgeführt. Der pps-Ansatz wurde im Rahmen dieser Arbeit zur Quantifizierung der Permeabilität am Beispiel der mit Tübbingausbau versehenen Strecke im Forschungsbergwerk Asse angewendet.

Ein weiterer Schwerpunkt dieser Arbeit ist die Durchführung weiterführender Berechnungen zu dem bereits im vorangegangenen BMBF-Forschungsvorhaben 02C0720 - *Lux et al. (2006)* vorgestellten Berechnungsmodell des Dammbauwerks Sondershausen. Es sollen vergleichende Berechnungen mit Materialparametern der Lokation Asse durchgeführt werden, um so die Einflüsse einer anderen Kriechcharakteristik auf die Verheilungs- und Kompaktionsprozesse in den Kontaktzonen zwischen Gebirge und Dammbauwerk einerseits und Gebirge und Streckenversatz andererseits quantifizieren zu können. Als nächster Schritt zur Bewertung der Leistungsfähigkeit eines Abdichtungssystems werden die Volumenströme durch die Barrieren berechnet, die entstehen, wenn das Dichtelement zu ausgewählten Zeitpunkten (fiktiv) mit einem Laugendruck beaufschlagt wird.

Darüber hinaus sind mit einem aus den Randbedingungen des Dammbauwerks Sondershausen abgeleiteten Berechnungsmodell mit Parametersätzen der beiden Lokationen Sondershausen und Asse erstmalig hydraulisch-mechanisch gekoppelte Berechnungen mit Ansatz eines Laugendrucks auf das Widerlager durchgeführt worden. Die Berechnungsergebnisse werden mit denen der nicht gekoppelten Berechnungen verglichen und bewertet.

Da die durchgeführten Berechnungen zu den (z.T. fiktiven) Streckenabdichtungssystemen teilweise nur auf Parametern aus Literaturangaben bzw. aus wenigen durchgeführten Laborversuchen beruhen, können sie nur einen ersten orientierenden Charakter haben und führen in ihrer begrenzten standortbezogenen Qualität daher nicht auf einen Nachweis der Standsicherheit oder der Gebrauchstauglichkeit für diese Bauwerke.

2 Geomechanische Eigenschaften von Salzgesteinen unter Berücksichtigung von Schädigungs- und Permeabilitätsentwicklung sowie Schädigungsrückbildung (Verheilung)

2.1 Charakterisierung der grundlegenden Anforderungen an ein Wirtsgestein als Endlagerformation durch drei Hypothesen

Im Rahmen von begleitenden Forschungsarbeiten für den *AkEnd* (Arbeitskreis **End**lagerung) haben *Lux und Eberth* in *AkEnd* (2002) die endlagerrelevanten geomechanischen Eigenschaften von Salzgesteinen im Vergleich zu anderen Gesteinsarten wie Kristallingesteinen und Tongesteinen herausgearbeitet und vorgestellt.

Eine Voraussetzung und damit auch eine grundsätzliche Anforderung an ein Gestein im Sinne des *AkEnd* mit Blick auf seine prinzipielle Eignung als Endlagerformation ist die „geringe Neigung zur Ausbildung von (sekundären) Wegsamkeiten“. Diese grundlegende Anforderung kann durch drei Hypothesen konkretisiert werden, die in dieser Form nur für Steinsalz gültig sind und nachfolgend vorgestellt werden, *AkEnd* (2002):

- (1) „Gesteine mit ausgeprägter Duktilität weisen im Grundsatz eine nur geringe Neigung zur Rissbildung auf.“
- (2) „Gesteine mit nachgewiesener Verheilungsfähigkeit unter Gebirgseinwirkungen sind tendenziell auch als duktil anzusehen und besitzen unter Bezug auf Hypothese (1) dementsprechend a priori eine nur geringe Neigung zur Ausbildung von Rissen, deren Dauerhaftigkeit durch die Verheilungsfähigkeit zumindest gemindert wird.“
- (3) „Tektonisch in unterschiedlicher Weise deviatorisch vorbeanspruchte Gebirgsformationen, die sich dennoch erfahrungsgemäß als gering durchlässig erweisen, neigen auch in nur geringem Maße zur Ausbildung von Wegsamkeiten (entweder keine signifikante Rissbildung oder Rissbildung und Rissverheilung erfolgen im Mikrobereich und integral synchron).“ Sowie: „Sind tektonisch deviatorisch vorbeanspruchte Formationen gering permeabel und damit frei von vernetzten Rissystemen, liegt die bisherige Beanspruchung In-situ unterhalb der Dilatanzgrenze des Gesteins – es sei denn, das Gestein ist als viskoplastisch-duktil mit Verheilungsfähigkeit ausgewiesen.“

2.2 Konkretisierung der drei Hypothesen zu grundlegenden Anforderungen an ein Wirtsgestein als Endlagerformation

Die zuvor beschriebenen und für Steinsalz charakteristischen Eigenschaften mit Blick auf seine prinzipielle Eignung als Barrierengestein können nur mit Verständnis und Quantifizierung der viskoplastischen Deformationsprozesse, der Riss-schließungs- und Rissverheilungsprozesse sowie des Entwicklungsprozesses von der Primär- zur Sekundärpermeabilität konkretisiert werden. Die drei vorstehend benannten Hypothesen beschreiben dabei die grundsätzlichen Eigenschaften von Steinsalz. Eine tiefergreifende Konkretisierung der drei Hypothesen findet in den nächsten Abschnitten statt.

2.2.1 Konkretisierung der ersten Hypothese: „Duktilität“

Duktile Gesteine verlieren bzw. reduzieren ihre Tragfähigkeit im Vergleich zu elastisch-spröden Gesteinen erst unter großen Verformungen. Die aus Bild 2.1 zu entnehmenden großen Bruchverformungen von Steinsalz sind nur möglich, wenn sich im Gebirge Spannungsumlagerungen unter Zunahme der Deformation einstellen. Extremale Beanspruchungen können sich je nach Minimalspannung zumindest teilweise dilatanzfrei umlagern, wodurch die Rissbildung vermindert wird. Durch Überschreiten der Dilatanzfestigkeit entstandene Risse können bei veränderter Beanspruchungssituation durch Riss-schließung bzw. Rissverheilung auch wieder zurückgebildet werden. Einerseits handelt es sich bei der Riss-schließung um einen rein mechanischen Vorgang, der einsetzt, wenn sich die Beanspruchung umkehrt und sich z. B. an der Hohlraumkontur ein Stützdruck durch Konvergenz des Hohlaraums auf eingebrachten Versatz aufbauen kann. Andererseits ist unter dem Begriff der Rissverheilung ein geochemischer Prozess zu verstehen, bei dem sich durch Rekristallisation, Kornneubildungen und Kornumbildungen ein intaktes Mineralkorngefüge wieder einstellt. Neben einem für die Riss-schließung günstigen Spannungszustand müssen die geschädigten und rissbehafteten Gebirgsbereiche ein viskoplastisches Deformationsverhalten aufweisen, damit sich die gebildeten Risse wieder schließen können und sich geöffnete Zwickelräume sowie gegeneinander verschobene Rissflanken durch Kriechprozesse zurückbilden. Durch Verheilungsprozesse im Mikrobereich bauen sich lokal Spannungen auf, so dass Umbildungen im Gefüge möglich werden.

Grundsätzlich werden drei Deformationsformen unterschieden:

1. Das elastische Materialverhalten ist dadurch gekennzeichnet, dass die Deformationen bei Entlastung reversibel sind.
2. Das plastische Materialverhalten zeichnet sich durch zeitunabhängig auftretende irreversible Deformationen unter Beanspruchung aus.
3. Bei viskosem Materialverhalten treten die irreversiblen Deformationen zeitabhängig auf.

Zusätzlich kann in volumentreue und volumenvergrößernde Deformationen unterscheiden werden. Bei der volumenvergrößernden Deformation entstehen bei Überschreitung eines materialabhängigen Beanspruchungsniveaus Auflockerungen und Risse im Korngefüge. Das Deformationsverhalten ist abhängig von äußeren Bedingungen wie z. B. Feuchtigkeit, Temperatur und Art des Beanspruchungszustandes. Die unterschiedlichen Deformationsmechanismen können je nach Gesteinstyp auch gleichzeitig und in unterschiedlicher Ausprägung auftreten. Bild 2.1 zeigt in einem Spannungs-Verzerrungsdiagramm für die drei Gesteine Tonstein, Anhydrit und Steinsalz das unterschiedliche Bruchverhalten.

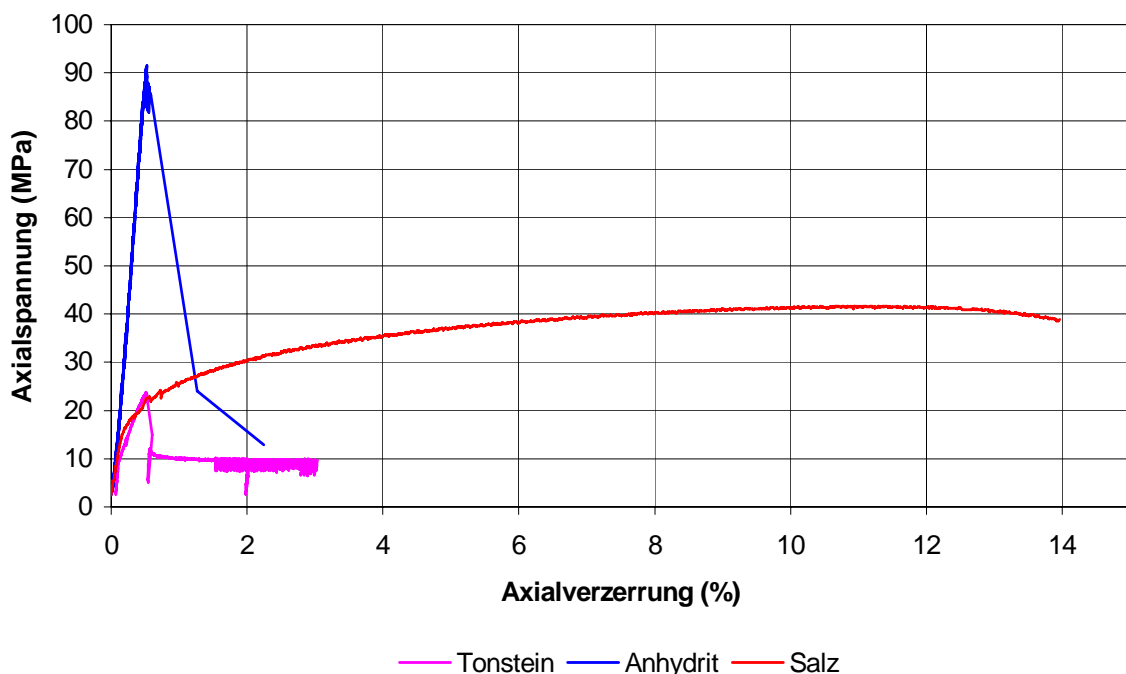


Bild 2.1: Spannungs-Verzerrungsdiagramm unterschiedlicher Gesteine im Vergleich bei einer Minimalspannung von $\sigma_{2,3} = 2 \text{ MPa}$

Aufgetragen ist die Axialspannung über der Axialverzerrung in einem triaxialen Laborversuch bei einer Minimalspannung (im Bild $\sigma_{2,3}$) von $\sigma_{2,3} = 2 \text{ MPa}$. Im Gegensatz zu Tonstein (magenta) und Anhydrit (blau) weist Steinsalz (rot) eine sehr hohe Bruchverformung auf. Das Material verformt sich dabei viskos. Tongestein und Anhydrit verformen sich in nur erheblich geringerem Maße, bis es zum Bruch des Prüfkörpers kommt. Ein weiteres Merkmal von Steinsalz ist der moderate Übergang über die Bruchgrenze hinaus in den Nachbruchbereich auf das Niveau der Restfestigkeit (hier bei $\epsilon \approx 11 \%$, $\sigma \approx 42 \text{ MPa}$).

Bei Gesteinen sind Beanspruchungen oberhalb der Dilatanzgrenze immer mit einer Erhöhung der Mikrorissdichte im Gestein verbunden. An den Rissenden bestehender Mikrorisse entstehen unter zunehmender Beanspruchung Spannungskonzentrationen, die zu einer weiteren Vergrößerung der Risse führen. Fehlstellen im Korngefüge, wie sie natürlicherweise vorhanden sind, stellen den Ausgangspunkt für Risse dar. Durch die Vergrößerung der vorhandenen Risse erfolgt die Vernetzung der Risse zu Wegsamkeiten, da die notwendige Energie, neue Risse zu initiieren, größer ist, als vorhandene Risse zu vernetzen, *Janach (1977)*. Der untersuchte Anhydrit und Tonstein sind im Gegensatz zum Steinsalz eher Vertreter der Gesteine mit elastischem bzw. elastoplastischem oder sprödem Materialverhalten. Das geringe Deformationsvermögen dieser Gesteine zeigt sich in einer Dilatanzgrenze, die dicht bei der Bruchgrenze liegt. Elastisch-spröde Gesteine versagen daher bei nur geringen Bruchverformungen meist entlang einer Scherbruchfläche, weil sich an dieser konzentriert vernetzte Rissysteme ausbilden.

Steinsalz als viskoplastisches Gestein kann Deformationen bis zu einem gewissen Grad auch auflockerungsfrei ertragen, indem sich durch Gleiten im Gefüge entlang inter- oder intrakristalliner Ebenen ganze Bereiche verschieben. Es entsteht dabei zwar eine mechanische Schädigung, die aber noch ohne die Ausbildung von Rissen einhergeht. Nach Überschreiten der Dilatanzgrenze bilden sich Mikrorisse aus, die noch nicht sofort zu einer Bildung vernetzter Rissysteme führen. Erst durch die Ausbildung plastisch-viskos verformter Zonen im Gestein und deren Vernetzung nach weiterer Deformation ist mit einem Bruch zu rechnen, *Saxena (1998)*. Bei Steinsalz gibt es daher meist mehrere aufgelockerte Bruchzonen, die sich erst nach weiterer Verformung zu einer Bruchfläche verbinden. Dieser Prozess wird duktiler Gleitbruch genannt.

2.2.2 Konkretisierung der zweiten Hypothese: „Verheilungsfähigkeit“

Bei der Formulierung der zweiten Hypothese ist ausdrücklich nicht der Aufbau von Quelldrücken wie z. B. bei Tongesteinen nach Feuchtigkeitzufuhr oder die Sekundärmineralisation wie z. B. bei elastisch-spröden Granitgesteinen gemeint. Für beide Prozesse reicht nicht allein eine günstigere sich einstellende Beanspruchung im relevanten Gebirgsbereich aus. Vor diesem Hintergrund muss festgestellt werden, dass nur Salzgesteine über diese positive Eigenschaft verfügen. Die im Rahmen des *AkEnd* (2002) gesichtete nationale und internationale Literatur lässt keine anderen Rückschlüsse zu, siehe dazu z. B. in *Kowallis, Wang und Jang* (1986).

Nach der Auffahrung von Grubenbauen wird der Primärspannungszustand gestört und an der Hohlraumkontur entsteht eine Auflockerungszone mit einer gegenüber der Primärpermeabilität des Gesteins erhöhten Sekundärpermeabilität. Bei einem sich neu einstellenden, günstigen Beanspruchungszustand kommt es im Idealfall zu einer Verringerung der Sekundärpermeabilität auf das Niveau der Primärpermeabilität. Für diesen geänderten Spannungszustand muss sich die minimale Gebirgsspannung vergrößern, so dass insgesamt eine in Richtung isotroper Beanspruchungszustand gehende triaxiale Belastung vorliegt und eine Verheilung im Sinne einer mechanischen Risschließung möglich ist. Das geschieht in situ, wenn durch Kriechprozesse das Gebirge auf ein Damm- oder Versatzbauwerk aufläuft. In diesem Fall übt der einer Kompaktierung unterliegende Versatz bzw. Damm einen radialen Stützdruck auf die Gebirgskontur aus. Ungeachtet planerischer Möglichkeiten (Geometrie, Wärmeeintrag, Abfallbeschaffenheit,...) im Endlagerdesign sollten Gesteinsformationen bevorzugt werden, deren Rissbildungsverhalten bei Beanspruchungen oberhalb der Dilatanzgrenze nicht zu großräumig vernetzten Wegsamkeiten führt bzw. die Dilatanzfestigkeit höher ist als das zu erwartende Beanspruchungsniveau. Die durch den Eingriff in das Gebirge induzierte Sekundärpermeabilität sollte auf einen konturnahen Gebirgsbereich begrenzt und reversibel sein, so dass die geohydraulische Wirksamkeit der zu errichtenden Damm- und Verschlussbauwerke nach transienten Phasen langfristig in dem erforderlichen Maße nachgewiesen werden kann. Die Wirksamkeit von Abdichtungsbauwerken gegen zuströmende Wässer/Laugen ist nur dann gewährleistet, wenn ein entsprechender Kontaktdruck zwischen Gebirge und Bauwerk aufgebaut werden kann, sei es durch Kriechverformungen des Gebirges wie im Salz oder durch Aufbau eines Quelldrucks wie z. B. in Tongesteinen bei Fluidzufluss.

Bis zu der Risschließung können sich die Rissufer der zuvor geöffneten Risse durch Scherdeformationen gegeneinander versetzt haben und somit bei einer Belastungsumkehr nur zonal oder sogar nur punktuell aufeinander treffen (kein Formschluss). Die Spannungen in diesen

Kontaktbereichen werden daher sehr groß und in Verbindung mit lokalen Plastifizierungen in die nähere Umgebung umgelagert. An den Rissufern können durch solche Vorgänge auch Gefügeumbildungen und in Anwesenheit von Feuchtigkeit auch Rekristallisationsprozesse ablaufen. Auf diese Art und Weise ist eine form- und kraftschlüssige Rissrückbildung möglich, die mit den angesprochenen Gefügeumbildungen möglicherweise nicht nur zu einer Rückbildung der Sekundärpermeabilität auf das Niveau der Primärpermeabilität führt, sondern auch gleichzeitig die mechanisch geschwächte Zone wirksam verheilt. Zum derzeitigen Zeitpunkt kann diese Frage allerdings noch nicht abschließend beantwortet werden, da hierfür noch weitere Langzeitlaborversuche notwendig sind.

Zusätzlich zur mechanischen ist eine geochemische Verheilung der Risse wünschenswert. Als Voraussetzungen für die geochemische Rissverheilung können im Wesentlichen zwei Punkte formuliert werden:

1. Der Rissverheilung muss eine kraft- und formschlüssige Risssschließung vorangegangen sein.
2. Das Gestein muss geochemisch beständig sein, d. h. die Anwesenheit von Druck, Feuchte (Laugen, Gebirgswässer,...), ggf. Strahlung und höheren Temperaturen darf seine anfänglich positiven Eigenschaften nicht beeinträchtigen und sich nicht negativ auf die Mineralkornstruktur und den intergranularen Zusammenhalt des Korngefüges auswirken, wie z. B. in *Darot, Gueguen, (1986)* beschrieben wurde.

Die Risssschließung in einem aufgelockerten Gebirgsbereich setzt unmittelbar nach der beanspruchungsbedingten Hohlraumkonvergenz ein und richtet sich in der Dauer nach dem Kriechvermögen und der Kompaktion. Temperatur und Feuchtigkeit steuern diese Prozesse maßgeblich. Die Rissverheilung hingegen ist ein Prozess, der sich an die mechanisch geprägten Risssschließungsphasen anschließt und entsprechend aktuellen Laborversuchen erst bei einer relativ kleinen noch verbliebenen Dilatanz in der Größenordnung von $\varepsilon_{\text{vol}} = 0,7 \text{ ‰}$ beginnt, *Düsterloh (2005)*. Die Rissverheilung findet in Zeiträumen von Jahren bis Jahrhunderten statt; es ist anzumerken, dass eine vollständige Rissverheilung nur dann erfolgen kann, wenn in die Risse eingedrungene Medien schneller entweichen können als sich die Risse in der mechanischen Risssschließungsphase schließen. Ansonsten ist mit dauerhaften Einschlüssen zu rechnen, die eine Schwachstelle im Gefüge darstellen können. Im sich an die mechanische Risssschließung anschließenden Verheilungsprozess finden Umbildungsprozesse im Gefüge und Rekristallisation statt, *Hunsche, Schulze (1994)* und *Urai, Spiers (2007)*. Aufgrund der Auswertung aktueller Laborversuche konnten zwei Risssschließungsphasen identifiziert werden, wobei die erste auf die sich ändernde Beanspruchung reagiert, entsprechend dem

Aufbau eines Kontaktdruckes, die zweite hingegen von der Belastungssteigerung unabhängig ist. Näheres zu diesen Befunden wird in den nachstehenden Abschnitten beschrieben.

2.2.3 Konkretisierung der dritten Hypothese: „Durchlässigkeit“

Aufgrund der Annahme, dass die als geologische Barriere ausgewählte Gebirgsformation gering durchlässig ist, ist davon auszugehen, dass die In-situ-Beanspruchung unterhalb der Dilatanzgrenze liegt. Die Permeabilität ist ein Indikator einerseits zum Nachweis der erfolgreichen Verheilung und andererseits dafür, dass die In-situ-Beanspruchung kein dilatantes Verhalten hervorruft. Diese Tatsache trifft vor allem auf Steinsalzformationen zu, die in steiler Lagerung in Form von Salzstöcken auftreten. Bei der tektonisch bedingten Umformung der flach gelagerten Steinsalzformationen zu Salzstöcken ist entweder die Beanspruchung immer unterhalb der Dilatanzgrenze gewesen oder es kam im Lauf der Zeit wieder zu günstigeren Beanspruchungszuständen, die dann zu einer Rissverheilung in situ geführt haben.

Die Gefügeschädigung kann zunächst mit einem Schädigungsparameter D charakterisiert werden, der im Rahmen der Schädigungsmechanik definiert und abgeleitet wird, z.B. *Kachanov (1986)*. Die Dilatanz, d. h. die Volumenverzerrung ε_{vol} , die in den Schädigungsparameter eingeht, kann bei vereinfachter Betrachtung näherungsweise ebenfalls als ein geeigneter Parameter zur Beschreibung von Gefügeschädigungen herangezogen werden, beschränkt dann auf die Auflockerungen im Gefüge, die mit einer Volumenvergrößerung einhergehen. Mit einer Poro-Perm-Beziehung kann aus der Dilatanzentwicklung die Zunahme der Sekundärpermeabilität berechnet werden. Bei der Rissrückbildung und Verheilung verringert sich die Sekundärpermeabilität. Somit ist die Reduktion der Sekundärpermeabilität ein Indikator für eine stattgefundenen Risschließung. Daher ist mit Hilfe der Permeabilität als Indikator eine Aussage möglich, ob z. B. Kontaktzonen so weit verheilt sind, dass diese nicht im Vergleich zum Dammbauwerk als hydraulische Schwächezone angesehen werden müssen. Durch die Verwendung eines geeigneten Ansatzes ist auch die Quantifizierung der Permeabilität in Versatzkörpern möglich, um eine Aussage darüber treffen zu können, wann das Dammbauwerk als technische Barriere seine Funktion verlieren darf. In dieser Arbeit wurde auf einen Ansatz der *GRS (1999)* zurückgegriffen. Diese Aussagen sind nicht allein mit Hilfe der Schädigung und/oder der Dilatanz möglich. Beide Größen, die Schädigung und die Dilatanz, sind aber als Kenngrößen für Quantifizierung der Rissrückbildungs- und Verheilungsprozesse unverzichtbar.

Die Permeabilität stellt ein Maß für die Durchlässigkeit eines porösen Mediums gegenüber fluiden Phasen dar, wobei die Form der Poren und die Struktur des Porenraumes implizit in diesem Parameter enthalten sind. Die Permeabilität ist ein Gesteins- bzw. Gebirgskennwert und ergibt sich als physikalische Größe aus dem Darcy'schen Strömungsmodell nach Gl. (2.1):

$$K = \frac{Q \cdot \eta \cdot \Delta l}{A \cdot \Delta p} \quad (2.1)$$

mit

K	Permeabilität, m ² ,
Q	Volumenstrom, m ³ /s,
η	dynamische Viskosität des Fluides, kN·s/m ² ,
Δl	Fließweglänge, m
A	durchsickerte Querschnittsfläche, m ²
Δp	Druckdifferenz entlang Δl, kN/m ² .

Die Permeabilität ist damit eine geometrische Größe, die den wegsamen Porenraum des porösen Mediums charakterisiert. Zusammen mit der dynamischen Viskosität und der Wichte des jeweiligen Fluids kann die Permeabilität in den fluidbezogenen Durchlässigkeitsbeiwert k_f mit Gl. (2.2) überführt werden:

$$k_f = \frac{K}{\eta} \cdot \gamma_{Fl} \quad (2.2)$$

mit

k_f	Durchlässigkeitsbeiwert nach Darcy, m/s,
η	dynamische Viskosität des Fluides, kN·s/m ² ,
γ_{Fl}	Wichte des Fluides, kN/m ³ ,
K	Permeabilität, m ²

Ursache für die Fluiddurchlässigkeit eines porösen Mediums sind die in diesem Medium vorhandenen und miteinander vernetzten Hohlräume, wobei es sich sowohl um Poren Hohlräume wie auch um Klufthohlräume handeln kann. Von der Gesamtporosität, die die insgesamt vorhandenen Porenräume umfasst, ist allerdings die effektive Porosität zu unterscheiden, die nur die an der Fluidströmung tatsächlich beteiligten vernetzten Porenräume erfasst und somit in die Poro-Perm-Beziehung einzuführen ist.

Grundsätzlich ist aufgrund von Erfahrungen und Untersuchungen davon auszugehen, dass Salzgesteine unter Einwirkung des primären Gebirgsdrucks eine geringe Gesamtporosität ϕ ,

eine verschwindende effektive Matrixporosität ϕ_e und damit auch eine verschwindende Matrixpermeabilität K aufweisen, also $\phi_e \rightarrow 0$ und damit $K \rightarrow 0 \text{ m}^2$ gilt.

Damit erscheint der Ansatz sinnvoll, dass Porositätsänderungen auf technogen induzierte (thermo-)mechanische Beanspruchungen zurückzuführen sind, unter deren Wirkung sich Risse im Gesteinsgefüge ausbilden, die ihren Ursprung in schon vorhandenen Gefügedefekten haben (z. B. vorhandene Mikroporen). Rissbildung und Risswachstum sind damit die entscheidenden Mechanismen und die Ursache für Porositätsänderungen und damit einhergehend die Ausbildung einer Sekundärpermeabilität. Phänomenologisch führen die Sekundär-Rissbildungen zu einer Gefügeentfestigung und bei Rissöffnungen weiter zu einer Gefügeauflockerung und einer Porenraumvergrößerung und damit einer Volumenvergrößerung eines Gesteinselementes, integral als Dilatanz erfassbar. Damit ist es möglich, den geomechanischen Zustand (vorhandener Spannungszustand $\text{vorh}\sigma_v$) und den geohydraulischen Zustand eines Gesteinselementes entsprechend Gl. (2.3) miteinander zu verbinden:

$$\text{vorh}\sigma_v > \beta_{\text{Dil}} \rightarrow \varepsilon_{\text{vol}} > 0 \rightarrow \Delta\phi_e \rightarrow \Delta K \quad (2.3)$$

Voraussetzung für die quantitative Ausgestaltung der Gl. (2.3) ist die Verfügbarkeit gesteinstypbezogener physikalischer Modelle zur belastungs- und gegebenenfalls standzeit- bzw. deformationsabhängigen Quantifizierung der jeweiligen mechanischen und hydraulischen Zustandsgrößen. Über die Änderung der effektiven Porosität eines Gesteins besteht damit ein quantifizierbarer Zusammenhang von der geomechanisch berechenbaren Dilatanz zur Änderung der Permeabilität, die dann als geohydraulischer Gesteins- bzw. Gebirgsparameter die Wegsamkeit eines porösen Gesteins bzw. einer Gebirgsformation für die Strömung fluider Phasen charakterisiert.

Mit Matrixpermeabilität wird dabei in Abgrenzung zur Gebirgspermeabilität die Durchlässigkeit des Gesteinsgefüges, der Gesteinsmatrix, definiert. Bei duktilen Salinalgesteinen ohne Trennflächengefüge kann allerdings auf die Differenzierung zwischen Matrix- und Gebirgspermeabilität verzichtet werden (Gesteinspermeabilität = Gebirgspermeabilität). Als technisch dicht werden Materialien bezeichnet, deren Permeabilität höchstens in der Größenordnung von $K = 10^{-17} \text{ m}^2$ liegt, während Gesteine als geologisch dicht angesehen werden, die in der Größenordnung eine Permeabilität von nicht größer als $K = 10^{-20} \text{ m}^2$ aufweisen, *Weber (1994)*.

Als eine Grundvoraussetzung für die Eignung eines Gesteinstyps als Barrierengestein müssen also die in Betracht zu ziehenden Gesteine a priori über eine sehr geringe bis verschwindende effektive Porosität verfügen, d. h., dass das Gesteinsgefüge in Verbindung mit dem anstehenden primären Gebirgsdruck im Grundsatz geologisch dicht sein muss. Das Barrierengestein

muss über geologische Zeiträume undurchlässig bzw. möglichst gering durchlässig für Flüssigkeiten und Gase sein. Gesteine mit einer nicht von vornherein vorhandenen hinreichend geringen effektiven Porosität sind von den weiteren Betrachtungen als Barrierengestein auszuschließen, da grundsätzlich eine hinreichend geringe Permeabilität für die Barrierengesteine gefordert wird und die effektive Porosität mit der Permeabilität in enger, gesteinsartabhängiger, nichtlinearer Beziehung steht. Die standortbezogene Größe des hydraulischen Gefälles, das bei Strömungsprozessen ebenfalls zentrale Bedeutung hat, sollte bei dieser Betrachtung zurückstehen, da die geohydraulische Situation gegenüber Veränderungen im Lauf der Zeit eine größere Sensitivität aufweist als die geomechanischen Eigenschaften.

Mit einer Fluidströmung verbundene mechanische und hydraulische Prozesse im Gestein sind dabei über eine Porositäts-Permeabilitätsbeziehung verknüpfbar (mechanisch-hydraulische Kopplung), wobei mechanisch bedingte Änderungen der effektiven Porosität zu Änderungen der Permeabilität und damit der geohydraulischen Eigenschaften führen und diese über die induzierten Strömungskräfte wiederum auf mechanische Prozesse Einfluss nehmen (zweiseitige mechanisch-hydraulische Wechselwirkung), *Xie (2002), AkEnd (2002)*.

Unter dem Gesichtspunkt, dass technogene Beanspruchungen auch zu einem rupturrell geprägten Gesteins- bzw. Gebirgsverhalten führen können und die diesbezügliche Veränderung im Gesteins- bzw. Gebirgsgefüge über den Parameter Dilatanz messtechnisch erfasst werden kann, ergibt sich die Möglichkeit, Rissbildungen angenähert als Porositätsänderungen aufzufassen und dann auch im Rahmen von physikalischen Modellen über den Parameter Dilatanz für ein repräsentatives Elementarvolumen des Gesteins zu quantifizieren.

Je nach Gesteinstyp sind unterschiedliche Porositäts-Permeabilitäts-Beziehungen (Poro-Perm-Beziehungen) vorgeschlagen worden. Im Rahmen dieser Arbeit wird eine Poro-Perm-Beziehung für Salzgesteine vorgestellt, die auf der Basis einer von *Hou (2002)* abgeleiteten Beziehung aufbaut und pps-Ansatz genannt wird (**p**orosity-**p**ermeability relation in salt).

Salzgesteinsformationen sind aufgrund der geowissenschaftlichen und bergbaulichen Erfahrung im primären Zustand als impermeable Formationen einzustufen, die dann auch in ihrer Funktion als geologische Barriere fluiddicht sind. Mehrere Indikatoren bestätigen diese Annahme:

- Rezente Existenz der (wasserlöslichen) Salzformationen;
- Fossile Fluideinschlüsse in Salzformationen;
- Salzformationen mit unterlagernden Vorkommen flüssiger oder gasförmiger Kohlenwasserstoffe;

- Aufrechterhaltung der Abdichtungsfunktion von Salzformationen auch bei dynamischer Beanspruchung (geogene oder bergbauinduzierte Seismizität);
- Nutzung von Salzformationen zur behälterlosen Lagerung von flüssigen und gasförmigen Medien.

2.2.4 Offene Fragen

Die zuvor beschriebene Darstellung der positiven Eigenschaften von Steinsalz als (natürliche) geologische Barriere wirft allerdings Fragen auf, deren Beantwortung im Rahmen dieser Arbeit versucht wird.

Neben der Auffahrung und Offenhaltung der untertägigen Hohlräume sind auch die Stilllegungsphase mit dem Versatz der offenen Strecken und die anfängliche Nachbetriebsphase mit der Hohlraumkonvergenz, die zu dem eigentlichen Einschluss der Abfälle führt, für den Langzeitsicherheitsnachweis und den damit zu führenden Nachweis der Barrierenintegrität von zentraler Bedeutung. Hierfür sind geeignete Kompaktionsmodelle für Salzgrusversatz zu implementieren, und es ist ein Verheilungsansatz zu formulieren, der die Rissrückbildung der technogen bedingten Risse in den konturnahen Gebirgszonen durch Auflaufen des Gebirges auf einen Versatzkörper physikalisch zutreffend abbilden kann. Eine Basis wurde in *Hou (2002)* vorgeschlagen; sie hat sich aber in der Anwendung als nicht praktikabel erwiesen.

Die Quantifizierung des Rissrückbildungsvermögens erfolgt mit Hilfe eines Stoffmodells, das in seinem grundlegenden Ansatz von laborativen Befunden ausgeht, aus denen dann auch die erforderlichen Materialparameter abzuleiten sind. Offene Fragestellungen werden in den folgenden Abschnitten diskutiert.

Aus der bergbaulichen Erfahrung ist bekannt, dass Salzgesteinsformationen, die aus duktilen Salzgesteinen aufgebaut sind, geologisch dicht sind und damit a priori als Barrierengestein für die Endlagerung von radioaktiven Abfällen geeignet erscheinen. Allerdings ist dann auch die Forderung zu stellen, dass die durch die Auffahrung von Grubenbauen und weiteren technogenen Einwirkungen wie Wärmeeintrag und Temperaturänderungen gebildeten Auflockerungszonen in ihrer räumlichen Ausdehnung möglichst begrenzt sein müssen. Mit der Ausbildung der Auflockerungszonen kommt es einer Erhöhung der Sekundärpermeabilität im konturnah angrenzenden Gebirge und auch zu einer signifikanten Zunahme der Permeabilität innerhalb des einschlusswirksamen Gebirgsbereichs, wenn die Auflockerungszone weit in das Gebirge hineinreicht. Somit sollte die Sekundärpermeabilität auf die unvermeidbare konturnahe Auflockerungszone der einzelnen Grubenbaue (Kammern, Strecken, Schächte) begrenzt

sein, damit der einschlusswirksame Gebirgsbereich keine erhebliche Schwächung erfährt. Die Handhabung dieser Forderung erfordert die Herleitung einer geeigneten Poro-Perm-Beziehung für Steinsalz sowie eine Berechnung der Durchströmung des Gebirges in den relevanten Zonen des einschlusswirksamen Gebirgsbereiches.

3 Laborative Grundlagen

In diesem Kapitel werden die laborativen Grundlagen von der Prüfkörperherstellung bis zur Durchführung der Verheilungsversuche beschrieben.

3.1 Probenentnahme und Prüfkörperherstellung

Um Laborversuche an Vollprüfkörpern der Größe $l/d = 300/150$ mm durchführen zu können, müssen entsprechende Großbohrkerne untertage gewonnen werden, aus denen dann die Prüfkörper mit spanenden Bearbeitungsmethoden hergestellt werden.

Üblicherweise erfolgt die Gewinnung von geeigneten Großbohrkernen durch horizontale Bohrungen in den Streckenstoß. Eine axialverschiebliche Bohreinheit mit einer Bohrkrone, die durch eine Lafette gestützt ist, kann durch Verlängerungen der Bohrwelle soweit verlängert werden, dass bis zu drei Bohrkern aus einer Bohrung gewonnen werden können. Bild 3.1 zeigt ein entsprechendes Bohrgerät mit aufgeschraubter Bohrkrone beim Erbohren des ersten Bohrkerns in einer neu angesetzten Bohrung.



Bild 3.1: Kernbohrmaschine im Einsatz im Forschungsbergwerk Asse

Die Bohrkerngewinnung und die Qualität der Bohrkerns sind einerseits von der Erfahrung des Personals abhängig, andererseits beeinflusst auch das umliegende Gebirge die Eigenschaften des Bohrkerns. Der Zustand des konturnahen Gebirges, aus dem die Bohrkerns aufgrund der technischen Gegebenheiten gewonnen werden müssen, hat Einfluss auf die Qualität der späteren Prüfkörper. Die Auffahrung der Grubenbaue führt immer zu einer Änderung des Beanspruchungszustandes im Nahbereich des Hohlraumes, wodurch Schädigungen und Auflockerungen unvermeidbar sind. Eine mögliche Folge davon sind Mikrorisse im Bohrkern bzw. Prüfkörper. Mögliche Schädigungen wie Mikrorisse im Gefüge der Prüfkörper, die auf die Gewinnung und Bearbeitung zurückzuführen sind, können durch eine Rekompaktion des Prüfkörpers vor dem eigentlichen Versuch wieder zurückgebildet werden.

Zahlreiche Laborversuche haben gezeigt, dass bei gleichartiger Versuchstechnik und gleichen Versuchsrandbedingungen deutliche Differenzen in den Ergebnissen festzustellen waren. Einerseits sind hierfür lokationsbezogene Unterschiede in den jeweiligen Bohrkernen verantwortlich, andererseits beeinflussen Lagerung, Umgang und Bearbeitung ebenfalls signifikant die Ergebnisse. Um diese Einflüsse gering halten zu können, werden besondere Maßnahmen ergriffen:

- Die Bohrkerns werden noch in der Grube feuchtigkeitsgeschützt und für den Transport stoßsicher in Holzkisten verpackt.
- Die Bohrkerns werden im geomechanischen Labor in einem klimatisierten Raum bei gleichbleibender Luftfeuchtigkeit bis zur Bearbeitung zum Prüfkörper gelagert. Fertig bearbeitete Prüfkörper werden ebenfalls wieder in dem klimatisierten Raum bis zum Einbau in die Prüfmaschine zwischengelagert. Somit wird verhindert, dass erhöhte Feuchtigkeit im Salz zum Zeitpunkt des Einbaus in die Prüfmaschine die Versuchsergebnisse beeinflusst.
- Zur Bearbeitung des Bohrkerns zum Prüfkörper werden materialschonende Bearbeitungsmethoden angewandt. Das Ablängen erfolgt mit einer trocken arbeitenden Gesteinssäge, die abschließende Bearbeitung des Bohrkerns auf Maß erfolgt auf einer nur für diese Zwecke zur Verfügung stehenden Drehbank in mehreren Arbeitsschritten. Somit ist es möglich, die erforderliche Maßhaltigkeit zu gewährleisten und gleichzeitig planparallele und glatte End- bzw. Mantelflächen zu erhalten.

3.2 Versuchsablauf für Verheilungsversuche

Zur Ermittlung von Materialkennwerten für das Verheilungsstoffmodell wurden Laborversuche von *Düsterloh* (2003, 2004, 2005) an Vollprüfkörpern der Lokation Asse mit den Abmessungen $l/d = 180/90$ mm und $l/d = 300/150$ mm durchgeführt. Bevor der Laborversuch durchgeführt wird, muss der Prüfkörper entsprechend vorbereitet werden. Auf die Enden des Prüfkörpers werden Stahlplatten gelegt, der Prüfkörper und die Stahlplatten werden anschließend mit einem Gummischlauch (Gummiliner) überzogen. In der Prüfmaschine wird die Axialbelastung über die untere Stahlplatte aufgebracht, die obere Stahlplatte ist axial unverschieblich gelagert. Über den Gummimantel wird mittels Öldruck die Radialbelastung aufgebracht. Bild 3.2 zeigt schematisch die Schritte von der Prüfkörperbearbeitung bis hin zum Einbau in der Triaxialprüfanlage mit den aufgetragenen Beanspruchungen.

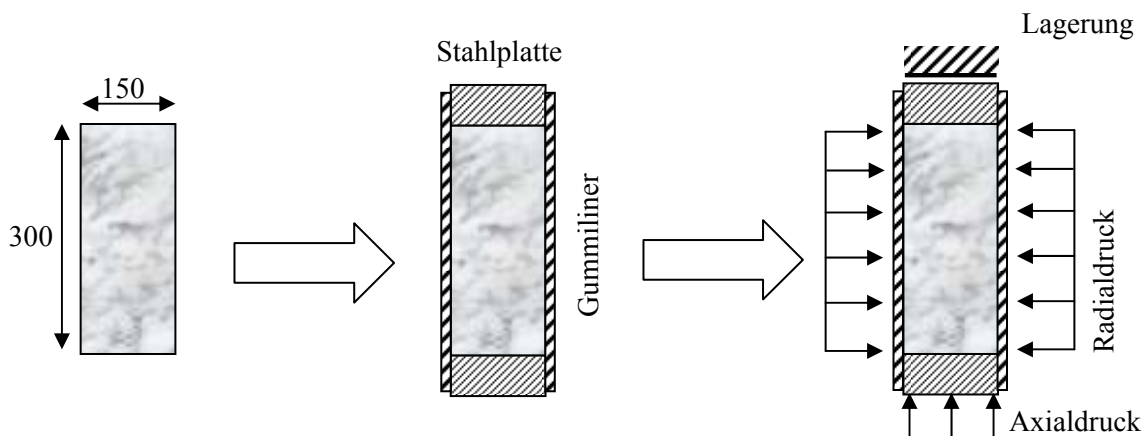


Bild 3.2: Schematische Darstellung zu Vorbereitung und Einbau des Prüfkörpers mit Belastung in der Triaxialprüfanlage

Der Prüfkörper wird bei isotroper Beanspruchung kompaktiert. Diese Belastung wird einige Zeit konstant gehalten, um Auflockerungen aus der Gewinnung und Bearbeitung des Prüfkörpers zurückzubilden. Anschließend wird das Volumen gemessen.

Versuchsbegleitend werden die Messgrößen Stauchung, Dilatanz und die Ultraschallwellengeschwindigkeiten v_p und v_s aufgezeichnet. Aus den Ultraschallwellengeschwindigkeiten und der Dilatanz kann die Schädigung versuchsbegleitend berechnet werden. Der Laborversuch zur Ermittlung der Verheilungseigenschaften und zur Bestimmung der relevanten Verheilungsparameter für den implementierten Verheilungsansatz im Stoffmodell *Hou/Lux* gliedert sich im Wesentlichen in vier Phasen:

1. Deviatorische Beanspruchungsphase: Ausgehend von einem isotropen Beanspruchungszustand zum Versuchsbeginn wird die radiale Belastung je nach durchgeführtem Versuch mit einer Rate von $\dot{\sigma}_{2,3} = 1$ MPa/min bis $\dot{\sigma}_{2,3} = 1$ MPa/10 min zurückge-

nommen. Die Reduktionsphase endet bei einem Beanspruchungszustand mit einem Spannungsdeviator (Spannungsdifferenz aus Axial- und Radialbelastung), der ausreichend groß gewählt wurde, um innerhalb eines begrenzten Zeitraumes eine vorgegebene Schädigung im Prüfkörper zu verursachen.

2. Schädigungsphase: Der deviatorische Beanspruchungszustand wird über einen Zeitraum konstant gehalten, der einerseits so lang gewählt wird, dass eine ausreichend große Schädigung D im Zahlenwertbereich von einigen Prozent und Volumendehnungen in der Größenordnung von $\varepsilon_{\text{vol}} = 1\text{-}2\%$ erreicht werden können, andererseits darf der Prüfkörper in dieser Phase nicht signifikant in den Bereich des tertiären Kriechens übergehen. In dieser Schädigungsphase wird im Prüfkörper aufgrund der deviatorischen Belastung langsam eine Schädigung induziert. Der Prüfkörper nimmt an Volumen zu und wird dilatant verformt. Während der Schädigungsphase akkumulieren sich die Schädigung und die Dilatanz bis zum gewünschten Niveau. Diese induzierte Schädigung bzw. Dilatanz bilden den Ausgangszustand für die anschließende Verheilung des Prüfkörpers.
3. Deviatorische Beanspruchungsreduktionsphase: In der deviatorischen Beanspruchungsreduktionsphase wird die Radialbelastung mit einer Rate von $\dot{\sigma}_{2,3} = 1 \text{ MPa/min}$ bis $\dot{\sigma}_{2,3} = 0,5 \text{ MPa/d}$ langsam gesteigert, bis die Beanspruchung den für die anschließende Verheilungsphase vorgesehenen axialen/radialen Beanspruchungszustand erreicht. Je nach Verheilungsversuch können auch kleine Deviatorspannungen im Laborversuch angefahren werden, um das Verheilungsverhalten bei nicht-isotropen Beanspruchungszuständen untersuchen zu können. Wenn die deviatorische Beanspruchung ausreichend reduziert wird und sich ein isotroper oder annähernd isotroper Spannungszustand einstellt, nimmt die Rate der Schädigung ab bzw. setzt die Verheilung ein. In den online aufgezeichneten Messgrößen für Schädigung D und Dilatanz ε_{vol} ist dieser Prozess durch einen Abfall in den Kurven zu erkennen. Bei einem Beanspruchungszustand axial/radial von $\sigma_1 / \sigma_{2,3} = 30/6\text{-}7 \text{ MPa}$ ist mit dem Einsetzen der Schädigungsrückbildung zu rechnen und es kommt zur Rissschließung, was in den durchgeführten Versuchen mit einer Axialspannung von $\sigma_1 = 30 \text{ MPa}$ einheitlich beobachtet werden konnte. Die Dauer der deviatorischen Beanspruchungsreduktionsphase richtet sich nach der Rate der Beanspruchungserhöhung. Nach Beendigung dieser Phase geht der Versuch in die Schädigungsrückbildungs- bzw. Verheilungsphase über.

4. Verheilungsphase: Bis zum Versuchsende bleibt der Spannungszustand axial/radial konstant. In dieser Phase können die Mechanismen Rissschließung und Verheilung identifiziert werden.

Als wohl wichtigstes Versuchsergebnis sind die gemessene Dilatanzkurve und die aus den online protokollierten Ultraschallwellengeschwindigkeiten und der Dilatanz berechnete Schädigungskurve zu sehen. Anhand dieser Versuchsergebnisse können einerseits die Materialkennwerte ermittelt werden, und es kann durch Vergleich die Güte der Ergebnisse des mit dem Verheilungsansatz simulierten Laborversuchs und damit die Qualität des physikalischen Modells bewertet werden. Zur eindeutigen Identifizierung der Verheilung und zur Ermittlung von Materialparametern ist es vorteilhaft, Versuche über einen Zeitraum von etwa $t = 200$ d laufen zu lassen.

3.2.1 Ultraschallwellenmessungen zur Bestimmung der Schädigungsrate durch Berechnung

Als Messmethode zur Bestimmung der Gefügeschädigung in homogenen Gesteinen hat sich in den letzten Jahrzehnten die Messung von Ultraschallwellen als geeignete Methode herausgestellt. Die ursprüngliche Idee der Werkstoffprüfung mit Ultraschallwellen geht auf *Sokolov* im Jahre 1929 zurück, *Krautkrämer, Krautkrämer (1986)*. Sie wird zur Qualifizierung von Rissen und Öffnungen in Gesteinen seit etwa 1960 angewendet und kontinuierlich weiterentwickelt, *Brodsky, Munson (1994)*. Die Ultraschallwellentechnik wurde von *Brodsky (1990)* auf die Rissschließung und Verheilung in Steinsalz adaptiert.

Das Prinzip der Ultraschallwellenmessungen beruht auf der Auswertung der Wellenlaufzeiten. Eine Schallwelle wird durch einen Sender in eine Materialprobe übertragen und es wird die Zeit gemessen, die verstreicht, bis das Signal am Empfänger eintrifft. In ungestörten Materialproben haben die Schallwellen erheblich höhere Laufzeiten als in gestörten Materialproben. Aus diesem Grund kann bei online-Messungen während des Versuchs die Abnahme der Schallwellengeschwindigkeiten als Beginn einer Gefügeschädigung interpretiert werden. Bild 3.3 aus *Popp, Kern (2001)* zeigt den prinzipiellen Zusammenhang zwischen der Ultraschallwellengeschwindigkeit v_p , der Dilatanz (vol. strain, ε_{vol}), der Permeabilität (K), der elektrolytischen Leitfähigkeit und der Beanspruchung σ im Gestein. Es werden Messkurven der Ultraschallwellengeschwindigkeiten für Steinsalz (rocksalt, schwarz durchgezogene Linie) und Carnallitit (carnallitite, gestrichelte Linie) gezeigt.

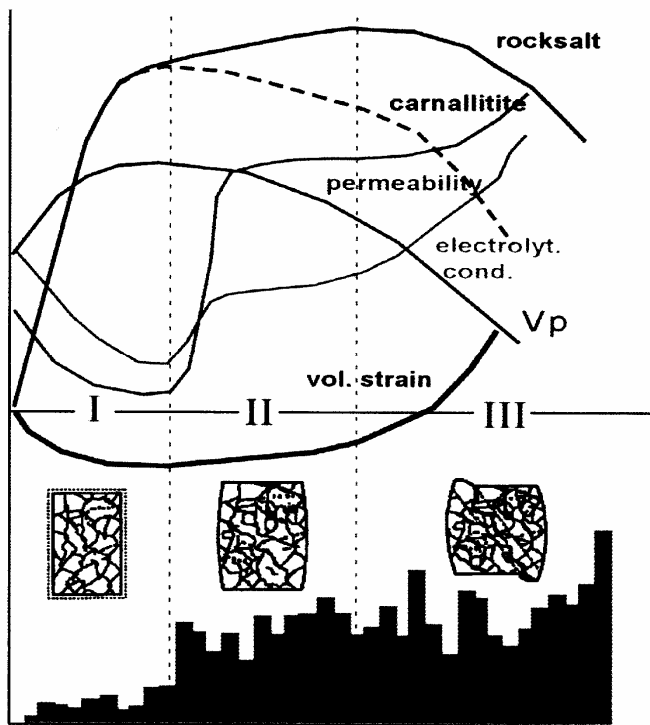


Bild 3.3: *Monitoring von Gefügeschädigung von Salzgesteinen unter kompressiver Belastung, aus Popp, Kern (2001)*

Die schwarzen Balken im unteren Bereich des Bildes zeigen ergänzend die Häufigkeit von akustischen Emissionen an. Die Höhe der Balken ist dabei proportional zu der Rate der sich öffnenden Risse.

Bereich I stellt die Kompaktionsphase dar, in der Vorschädigungen zurückgebildet werden. Vorhandene Risse/Poren werden verschlossen, die Volumenverzerrung reduziert sich in dieser Phase (Kontraktanz), dadurch sinken die Porosität und die Permeabilität und als Indikator für die Rückbildung von Schädigungen nimmt die Schallwellengeschwindigkeit v_p in dieser Phase zu.

Im Bereich II wird der Prüfkörper geschädigt. Aufgrund der beginnenden Gefügeschädigung nimmt die die Volumenverzerrung ε_{vol} zu, die Ultraschallwellengeschwindigkeit v_p nimmt deutlich ab. Gleichmaßen steigt die Permeabilität an, allerdings geringfügig zeitversetzt, weil nicht alle neu entstandenen Risse gleich zu vernetzten Systemen und damit zu Wegsamkeiten führen müssen. Charakteristisch ist auch der Anstieg der akustischen Emissionen.

Bereich III charakterisiert abschließend die Bruchphase. Hier wird die extremale Beanspruchbarkeit des Prüfkörpers erreicht.

Durch die sensible Reaktion der Ultraschallwellengeschwindigkeit bei einsetzender Gefügeschädigung ist es möglich, die Dilatanzgrenze sehr genau zu bestimmen.

Bei der Ultraschallwellenmessung werden zwei Arten von Wellen unterschieden: Die Longitudinalwelle, die auch Kompressionswelle genannt wird (Formelzeichen v_p) und die Transversalwelle (auch Scherwelle genannt, Formelzeichen v_s).

Während die Longitudinalwelle in Längsrichtung, also in ihrer Ausbreitungsrichtung schwingt, so schwingt Transversalwelle senkrecht zu ihrer Ausbreitungsrichtung, *Krautkrämer, Krautkrämer (1986)*. Dieser Zusammenhang ist von Bedeutung, weil je nach Belastungszustand in einem Prüfkörper die Rissausbreitungsrichtung unterschiedlich ist. Die Rissausbreitung erfolgt grundsätzlich in Richtung der größten Hauptspannung. Bei Kompressionsversuchen breiten sich die Risse daher parallel zur Prüfkörperachse aus, bei Extensionsversuchen dagegen senkrecht zur Prüfkörperachse. Aus diesem Grund reagiert die Transversalwelle in Kompressionsversuchen deutlich empfindlicher als die Longitudinalwelle, bei Extensionsversuchen ist diese Reaktion genau umgekehrt. Bild 3.4 verdeutlicht diesen Zusammenhang, *Popp, Kern (2000)*.

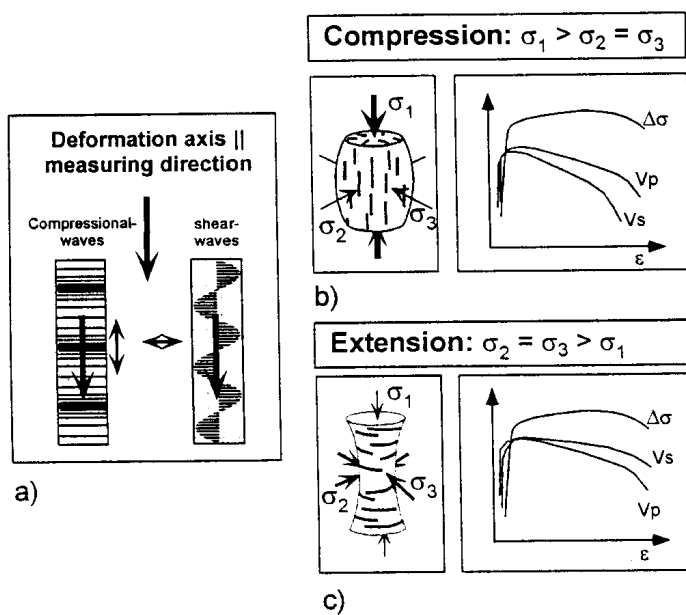


Bild 3.4 (Popp, Kern (2000)):
a) Ausbreitungsrichtung einer Longitudinalwelle und einer Transversalwelle in einem Prüfkörper

b) Rissbildung und Wellengeschwindigkeiten im Kompressionsversuch

c) Rissbildung und Wellengeschwindigkeiten im Extensionsversuch

Als Zahlenwerte für den Verlauf der Ultraschallwellengeschwindigkeiten zeigt Bild 3.4 die Longitudinalwellengeschwindigkeiten v_p und die Transversalwellengeschwindigkeiten v_s in Abhängigkeit des isostatischen Drucks bei vorher geschädigten Steinsalzprüfkörpern. Bei hohen isostatischen Drücken wird der Prüfkörper rekompaktiert und die vorhandene Schädigung wird zurückgebildet. Die Werte für unverritztes Steinsalz liegen bei $v_{p0} = 4,62 \text{ km/s}$ für die Longitudinalschallwellengeschwindigkeit und bei $v_{s0} = 2,65 \text{ km/s}$ für die Transversalschallwellengeschwindigkeit, siehe Bild 3.5.

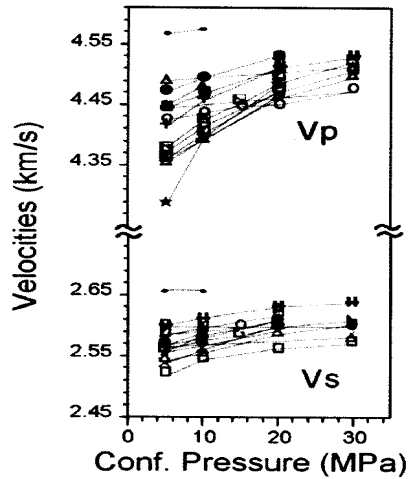


Bild 3.5: Entwicklung des Ultraschallwellengeschwindigkeit in Abhängigkeit des isotropen Drucks bei aufgelockerten Salzprüfkörpern, aus Popp, Kern (2001)

Nach Krautkrämer, Krautkrämer (1986) werden die Schallgeschwindigkeiten für Longitudinalwellen und Transversalwellen (für ungeschädigtes Material mit Index „0“) nach folgenden Gleichungen berechnet:

$$v_{p0} = \sqrt{\frac{E_0 \cdot (1 - \nu)}{(1 + \nu) \cdot (1 - 2\nu) \cdot \rho_0}}, \text{ bzw. } v_p = \sqrt{\frac{E \cdot (1 - \nu)}{(1 + \nu) \cdot (1 - 2\nu) \cdot \rho}} \quad (3.1)$$

$$v_{s0} = \sqrt{\frac{E_0}{2(1 + \nu)\rho_0}}, \text{ bzw. } v_s = \sqrt{\frac{E}{2(1 + \nu)\rho}} \quad (3.2)$$

mit

v_{p0} , v_p Schallgeschwindigkeit der P-Welle, ungeschädigt, geschädigt, m/s

v_{s0} , v_s Schallgeschwindigkeit der S-Welle, ungeschädigt, geschädigt, m/s

E_0 , E E- Modul, ungeschädigt, geschädigt, MPa

ρ_0 , ρ Dichte des Materials, ungeschädigt, geschädigt, kg/m³

ν Poisson- Zahl, -

Aufbauend auf Lemaitre (1992) und Kachanov (1986) verwendet Hou (2002) eine Beziehung zwischen Schädigung D , Dilatanz ε_{vol} und den Longitudinal- bzw. Transversalwellengeschwindigkeiten v_p bzw. v_s aus den versuchsbegleitenden Ultraschallwellenmessungen. Gl. (3.3) ermöglicht die Rückrechnung der Schädigung D aus den gemessenen Schallwellengeschwindigkeiten v_p sowie v_s und der ebenfalls versuchsbegleitend gemessenen Dilatanz ε_{vol} :

$$D = 1 - \frac{1}{1 - \varepsilon_{\text{vol}}} \cdot \left(\frac{v_p}{v_{p0}} \right)^2 = 1 - \frac{1}{1 - \varepsilon_{\text{vol}}} \cdot \left(\frac{v_s}{v_{s0}} \right)^2 \quad (3.3)$$

mit

ε_{vol} Dilatanz, im Versuch gemessen, -

v_p Longitudinalwellengeschwindigkeit (P-Wellengeschwindigkeit), m/s oder km/s

v_s Transversalwellengeschwindigkeit (S-Wellengeschwindigkeit), m/s oder km/s

v_{p0}, v_{s0} Ausgangsschallwellengeschwindigkeit (ungeschädigt), m/s oder km/s

Mit der online-Messung von Schallwellengeschwindigkeiten ist damit eine versuchsbegleitende Berechnung der Gefügeschädigung D möglich.

3.2.2 Kurzzeitverheilungsversuche an Vollprüfkörpern

Die Kurzzeitversuche zur Ermittlung des Verheilungsverhaltens werden entsprechend den vier zuvor beschriebenen Phasen durchgeführt. Um die Versuchszeit zu verkürzen, sind die Belastungsraten in der deviatorischen Beanspruchungsreduktionsphase gegenüber der Druckaufbauraten bei Langzeitversuchen deutlich höher. Die vier Versuchsphasen lassen sich bei den Kurzzeitverheilungsversuchen wie folgt charakterisieren:

1. Deviatorische Beanspruchungsphase: Ausgehend von einem isotropen Beanspruchungszustand zum Versuchsbeginn von z. B. axial/radial $\sigma_1 / \sigma_{2,3} = 30/29,5$ MPa wird die radiale Belastung mit einer Rate in der Größenordnung von $\dot{\sigma}_{2,3} = 1$ MPa/min zurückgenommen bis auf ein Niveau von z.B. $\sigma_{2,3} = 1$ MPa.
2. Schädigungsphase: Der Beanspruchungszustand von z. B. $\sigma_1 / \sigma_{2,3} = 30/1$ MPa wird konstant gehalten über einen vorgegebenen Zeitraum von $t = 29$ min. In dieser kurzen Zeit wird im Prüfkörper aufgrund der sehr großen deviatorischen Belastung eine erhebliche Schädigung induziert.
3. Deviatorische Beanspruchungsreduktionsphase: Am Ende der Schädigungsphase wirken auf den Prüfkörper Spannungen von axial/radial $\sigma_1 / \sigma_{2,3} = 30/1$ MPa. Mit einer Belastungsrate von $\dot{\sigma}_{2,3} = 1$ MPa/min wird die Radialbelastung in der deviatorischen Beanspruchungsreduktionsphase zügig gesteigert, bis nach $t = 29$ min die Beanspruchung des Versuchsanfangs von z. B. $\sigma_1 / \sigma_{2,3} = 30/29,5$ MPa wieder erreicht wird. Bei einem Beanspruchungszustand von $\sigma_1 / \sigma_{2,3} = 30/6-7$ MPa ist mit dem ersten Einsetzen des Verheilungsprozesses zu rechnen und es kommt zur Rissschließung.
4. Verheilungsphase: Bis zum Versuchsende nach $t = 9000$ min bleibt der Spannungszustand von $\sigma_1 / \sigma_{2,3} = 30/29,5$ MPa konstant. In dieser Phase können nur die beiden Rissschließungsphasen identifiziert werden.

Kurzzeitverheilungsversuche werden vor allem zur Bestimmung des Verhältnisses der radialen zu den axialen verheilungsinduzierten Verzerrungen (gh – geometrical healing) benötigt, da bei Langzeitverheilungsversuchen aufgrund der geringeren Belastungsrate in der Riss-schließungsphase Überlagerungen mit Kriechprozessen auftreten können. Hierauf wird später näher eingegangen.

3.2.3 Langzeitverheilungsversuche an Vollprüfkörpern

Zur Ermittlung aller anderen relevanten Materialparameter, die die Riss-schließungs- und Verheilungsprozesse im Steinsalz beschreiben, werden Langzeitverheilungsversuche benötigt. Der Versuchsablauf bei Langzeitverheilungsversuchen gliedert sich ebenfalls in die vier beschriebenen Phasen, jedoch werden die Versuche mit anderen Belastungsraten und in längeren Zeiträumen durchgeführt. Eine grafische Darstellung der einzelnen Phasen wird in Kap. 7 gezeigt. Es ergibt sich folgender genereller Versuchsablauf:

1. Deviatorische Beanspruchungsphase: Ausgehend von einem isotropen Beanspruchungszustand zum Versuchsbeginn von z. B. axial/radial $\sigma_1 / \sigma_{2,3} = 30/29,5$ MPa wird die radiale Belastung mit einer Rate von $\dot{\sigma}_{2,3} = 1$ MPa/min bis $\dot{\sigma}_{2,3} = 1$ MPa/10 min je nach durchgeführtem Versuch zurückgenommen. Auch bei Langzeitversuchen wird die Belastung mit einer hohen Rate reduziert. Die Reduktionsphase endet bei einem Beanspruchungszustand mit einem Spannungsdeviator, der kleiner als für die Kurzzeitversuche gewählt wird, damit sich die Schädigung D und die Dilatanz ε_{vol} langsamer in einem längeren Zeitraum ausbilden können.
2. Schädigungsphase: Um eine zeitlich längere Schädigungsphase zu erhalten und um gleichzeitig zu verhindern, dass die Schädigung und die Dilatanz zu große Werte annehmen, wird in der deviatorischen Beanspruchungsphase ein Beanspruchungszustand von $\sigma_1 / \sigma_{2,3} = 30/4$ MPa angefahren und konstant gehalten über einen Zeitraum von $t = 9360$ min (entsprechend $t = 6,5$ d). Im Vergleich zum Kurzzeitverheilungsversuch ist der Spannungsdeviator geringer. Während der Schädigungsphase wird im Prüfkörper aufgrund der geringeren deviatorischen Belastung die Schädigung langsamer induziert. Während der Schädigungsphase akkumulieren sich die Schädigung und die Dilatanz. Beim Laborversuch Nr. 307 wurden z.B. Maximalwerte von $D = 1,5\%$ bzw. $\varepsilon_{vol} = 0,9\%$ erreicht. Diese induzierte Schädigung bzw. Dilatanz bilden den Ausgangszustand für die anschließende Verheilung des Prüfkörpers.

3. Deviatorische Beanspruchungsreduktionsphase: Der Langzeitverheilungsversuch zeichnet sich vor allem durch den langen Versuchszeitraum der deviatorischen Beanspruchungsreduktions- und der anschließenden Verheilungsphase aus. Mit einer Belastungsrate von $\dot{\sigma}_{2,3} = 0,5 \text{ MPa/d}$ bis $\dot{\sigma}_{2,3} = 1 \text{ MPa/d}$ wird die Radialbelastung in der deviatorischen Beanspruchungsreduktionsphase langsam gesteigert, bis nach $t = 73440 \text{ min}$ entsprechend $t = 51 \text{ d}$ (Beispiel Laborversuch Nummer 307) die Beanspruchung vom Ausgangsniveau zum Versuchsanfang von $\sigma_1 / \sigma_{2,3} = 30/29,5 \text{ MPa}$ wieder erreicht wird. Nach $t = 51 \text{ d}$ ist die deviatorische Beanspruchungsreduktionsphase beendet und der Versuch geht in die Verheilungsphase über.
4. Verheilungsphase: Bis zum Versuchsende nach $t = 180 \text{ d}$ bleibt der Spannungszustand von $\sigma_1 / \sigma_{2,3} = 30/29,5 \text{ MPa}$ konstant. Diese beiden Werte sind beispielhaft auf den Laborversuch Nummer 307 bezogen; sie dienen als Anhaltswert für die Größenordnung der Versuchsdauer. In dieser Phase können die Prozesse Rissschließung und Verheilung identifiziert werden. Zur eindeutigen Identifizierung der Verheilungsphase und zur Ermittlung von Materialparametern sollte die Versuchsdauer $t > 200 \text{ d}$ betragen, da der Laborversuch Nr. 307 gezeigt hat, dass die Versuchszeit von $t = 180 \text{ d}$ nicht ausreichend gewesen ist, um eine weitere Schädigungs- und Dilatanzrückbildung zu quantifizieren.

4 Stand von Wissenschaft und Technik

4.1 Überblick

Vor allem die Schädigungsgrenze (= Dilatanzgrenze) und die Verheilungsgrenze von Steinsalz als maßgebendem Wirts- und Barrierengestein müssen zusammen mit den Schädigungs- und Verheilungsprozessen in die bestehenden Stoffmodelle integriert werden, um das dilatante oder kontraktante Verhalten des Materials bei Überschreitung der Schädigungsgrenze oder bei Unterschreitung der Verheilungsgrenze beschreiben zu können.

Die Mehrzahl der bisher für viskoplastische Salzgesteine entwickelten Stoffmodelle erfüllt diese Anforderung nicht und kann die von den äußeren Beanspruchungsbedingungen induzierte räumliche und zeitliche Entwicklung von Auflockerungszonen und ihre Rückbildung dementsprechend auch nicht beschreiben. Erst mit Einführung der Continuum-Damage-Mechanik (CDM) in die Salzmechanik wurden Stoffmodelle mit Einbeziehung von Deformationsprozessen wie Gefügeschädigung, Gefügeverheilung, Dilatanz, Kontraktanz und tertiäres Kriechen entwickelt. Dazu gehört auch das Stoffmodell *Hou/Lux*. Die langfristig ausnutzbare Festigkeit von Salzgesteinen (= Dauerfestigkeit), die in enger Beziehung zum Entfestigungs- und Kriechbruchverhalten steht und auch als Dilatanzgrenze bezeichnet wird, ist für die langzeitige Sicherheit von Untertagedeponien in zweierlei Hinsicht entscheidend, nämlich als Kriterium zur Bewertung der Integrität der geologischen Barriere und als Kriterium zur Bewertung des Zustandes der Auflockerungszonen.

Bei entsprechenden Spannungszuständen infolge einer Reduzierung der deviatorischen Gebirgsbeanspruchung und Erhöhung der isotropen Gebirgsbeanspruchung können Auflockerungszonen im Nahbereich von Hohlräumen durch Rückbildung der Schädigungen in ihrem mechanisch-hydraulischen Zustand wieder verbessert werden. Zum Abbau von Konservativitäten in einer Langzeitsicherheitsanalyse ist die Einbeziehung der Schädigungsrückbildung durch Risschließung und Rissverheilung unerlässlich.

4.2 Vorstellung des Stoffmodells *Hou/Lux*

4.2.1 Grundsätzlicher Aufbau

Grundlage für das Stoffmodell *Hou/Lux* ist das bei *Lux (1984)* beschriebene Stoffmodell *Luby2*. Dieses Stoffmodell wurde den Anforderungen und Ansätzen der Schädigungsmechanik entsprechend modifiziert. Das Stoffmodell *Hou/Lux* besteht aus zwei Teilen und zwar zum Einen dem Teilstoffmodell *Hou/Lux-ODS* (ohne direkte Schädigung), welches in einem phänomenologischen Ansatz die durch die Deformationsmechanismen Diffusion, Dislokation, Verfestigung und Erholung bedingten Verzerrungsraten berücksichtigt, und zum Anderen dem Teilstoffmodell *Hou/Lux-MDS* (mit direkter Schädigung), welches zusätzlich schädigungsinduzierte Verzerrungsraten und in einer Erweiterung auch verheilungsinduzierte Verzerrungsraten berücksichtigt.

Das Stoffmodell *Hou/Lux* beschreibt folgende mechanisch und hydraulisch relevanten Phänomene in Abhängigkeit von der Spannungsgeometrie:

- das Kriechverhalten aufgrund mehrerer Deformationsmechanismen (phänomenologisch),
- die Gefügeschädigung und Schädigungsentwicklung, darüber hinaus die durch die Schädigung induzierte Kriechrate,
- das tertiäre Kriechen und den Kriechbruch,
- die Kurzzeit- und Langzeitfestigkeit sowie die zeitabhängige Festigkeit,
- die Beziehungen zwischen Standzeit, Minimalspannung und zulässigem Ausnutzungsgrad,
- die Verheilung (Risschließung und Rissverheilung) in einem ersten Ansatz.

In *Hou (1997)* wurde eine Liste an Anforderungen aufgestellt, die ein umfassendes, möglichst realitätsnahes Stoffmodell für duktile Salzgesteine erfüllen sollte:

- Berücksichtigung der Spannungsgeometrie,
- Berücksichtigung der folgenden Deformationsmechanismen: Diffusion, Dislokation, Verfestigung nach einer Beanspruchungserhöhung und Erholung nach Verringerung der Beanspruchung, Schädigung und Verheilung der Schädigung,
- eine physikalisch begründete innere Variable zur Beschreibung von Erholung und Verfestigung,

- Berücksichtigung des kurzzeitigen Materialverhaltens: Beschreibung der Festigkeit und Wiedergabe des Spannungs-Verzerrungsverhaltens bei konstanter Belastungs- und Verformungsgeschwindigkeit,
- Berücksichtigung von langfristigem Materialverhalten: Verformung und damit verbundene Gefügeänderungen in der transienten, stationären und tertiären Kriechphase,
- Beschreibung des tertiären Kriechens vom Anfang der tertiären Kriechphase bis hin zum Kriechbruch,
- Beschreibung des Relaxationsverhaltens,
- Beschreibung der Belastungsbedingungen: Belastung, Entlastung und wechselnde Belastung sowie konstante Beanspruchung.

Das Stoffmodell *Hou/Lux* erfüllt schon jetzt die wesentlichen genannten Eigenschaften. Ein entsprechender Ansatz für die Verheilung wird implementiert und in den folgenden Abschnitten genauer erläutert. Bild 4.1 erklärt den Aufbau und die Funktion des Stoffmodells *Hou/Lux*. In diesem Bild ist der ursprünglich von *Hou (2002)* implementierte Verheilungsansatz enthalten.

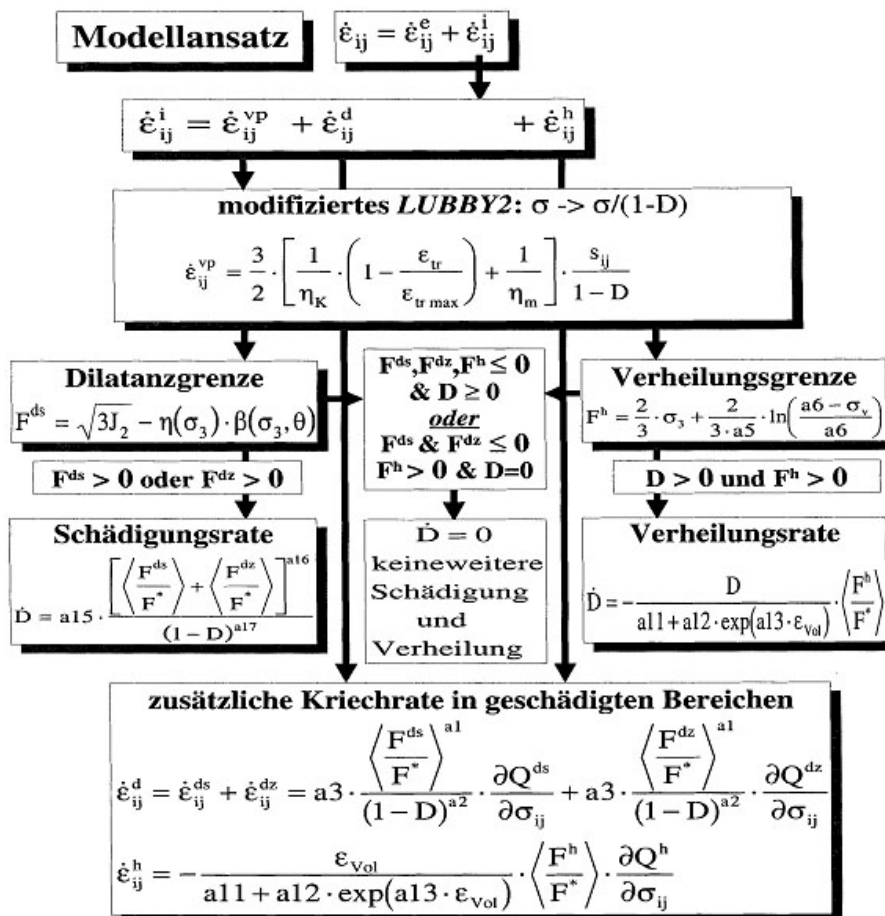


Bild 4.1: Aufbau und Funktion des Stoffmodells *Hou/Lux*, *Hou (2002)*

Die Entwicklung eines Stoffmodells erfolgt nach *Ilschner (1973)* zumeist über die Verzerrungsrate, wobei die Gesamtverzerrungsrate $\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}_{ij}^e + \dot{\epsilon}_{ij}^i$ aus einem elastischen Anteil ($\dot{\epsilon}_{ij}^e$) und einem inelastischen Anteil ($\dot{\epsilon}_{ij}^i$) besteht.

Im Stoffmodell *Hou/Lux* wird die elastische Verzerrungsrate nach der Formel:

$$\dot{\epsilon}_{ij}^e = \frac{1}{2G} \cdot \frac{\dot{s}_{ij}}{1-D} + \left(\frac{1}{9K} \right) \cdot \frac{\dot{I}_1}{1-D} \cdot \delta_{ij} \quad (4.1)$$

mit

G	Schubmodul, MPa	
\dot{s}_{ij}	deviatorischer Spannungstensor, $\dot{s}_{ij} = \sigma_{ij} - \dot{I}_1/3 \cdot \delta_{ij}$	(4.2)
σ_{ij}	Spannungstensor, MPa	
\dot{I}_1	Spannungsänderung der ersten Spannungsinvariante	
K	Volumenkompaktionsmodul, MPa	
D	Schädigungsvariable ($0 \leq D \leq 1$), -	
δ_{ij}	Kronecker-Einheitstensor	

berechnet.

Die inelastische Verzerrungsrate $\dot{\epsilon}_{ij}^i = \dot{\epsilon}_{ij}^{vp} + \dot{\epsilon}_{ij}^d + \dot{\epsilon}_{ij}^h$ setzt sich aus drei Anteilen zusammen:

1. $\dot{\epsilon}_{ij}^{vp}$ viskoplastische Verzerrungsrate (Diffusion, Dislokation, Verfestigung)
2. $\dot{\epsilon}_{ij}^d$ Verzerrungsrate aus Schädigung (damage)
3. $\dot{\epsilon}_{ij}^h$ Verzerrungsrate aus Verheilung (healing).

Diese Anteile werden in den folgenden Abschnitten näher beschrieben.

4.2.2 Viskoplastische Verzerrungsrate

Die viskoplastische Verzerrungsrate $\dot{\epsilon}_{ij}^{vp}$ wird auf der Basis des von *Lux (1984)* vorgestellten Stoffmodells *Lubby2* berechnet. Da im Stoffmodell *Lubby2* die Unterschiede zwischen Verfestigung nach Beanspruchungserhöhung und Erholung nach Beanspruchungsrücknahme sowie ein Ansatz für die Ermittlung der maximalen transienten Kriechdeformation ϵ_{trmax} noch nicht berücksichtigt worden sind, wurde diese im Stoffmodell *Hou/Lux* implementiert. Das so modifizierte Stoffmodell *Hou/Lux* berücksichtigt nunmehr die Deformationsmechanismen Diffusion, Dislokation und Verfestigung für die Ermittlung der viskoplastischen Verzerrungs-

rate $\dot{\varepsilon}_{ij}^{vp}$. Es wurde darüber hinaus nach den Gesichtspunkten der Schädigungsmechanik erweitert, indem die Reduktion der tragenden Querschnittsfläche infolge Schädigung mit einbezogen wurde. Dieses Stoffmodell wird *Hou/Lux-ODS* (ohne direkte Schädigung) genannt, weil die schädigungsinduzierte Kriechrate hier nicht berücksichtigt ist. Die viskoplastische Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}_{ij}^{vp}$ wird mit dem Stoffmodellansatz *Hou/Lux-ODS* aus Gl. (4.3) berechnet:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{vp} = \frac{3}{2} \left[\frac{1}{\bar{\eta}_k} \left(1 - \frac{\varepsilon_{tr}}{\varepsilon_{tr \max}} \right) + \frac{1}{\bar{\eta}_m} \right] \frac{s_{ij}}{1-D} \quad (4.3)$$

mit

$\bar{\eta}_k$ Kelvin- Viskositätsmodul, MPa, und

$$\bar{\eta}_k = \bar{\eta}_k^* \cdot \exp \left(k_2 \frac{\sigma_v}{1-D} \right) \quad (4.4)$$

$\bar{\eta}_k^*$ MPa und k_2 , 1/MPa aus Versuchen bestimmt

σ_v Vergleichsspannung, MPa

D Schädigungsvariable ($0 \leq D \leq 1$), -

ε_{tr} transiente Kriechverzerrung, -

und

$$\varepsilon_{tr \max} = \frac{1}{G_k} \cdot \frac{\sigma_v}{1-D} \quad (4.5)$$

mit

G_k Kelvin- Schubmodul, MPa und

$$G_k = \bar{G}_k^* \left(k_1 \cdot \frac{\sigma_v}{1-D} \right) \cdot \exp(l_1 T) \quad (4.6)$$

\bar{G}_k^* MPa; k_1 , 1/MPa; l_1 , 1/K, aus Versuchen bestimmt

T Temperatur, K

und

$\bar{\eta}_m$ Maxwell- Viskositätskoeffizient, MPa/d, und

$$\text{mit } \bar{\eta}_m = \bar{\eta}_m^* \cdot \exp \left(m \frac{\sigma_v}{1-D} \right) \cdot \exp(l \cdot T) \quad (4.7)$$

$\bar{\eta}_m^*$ MPa/d; m , 1/MPa; l , 1/K aus Versuchen bestimmt

s_{ij} deviatorischer Spannungstensor, MPa

4.2.3 Schädigungsinduzierte Verzerrungsrate

Die schädigungsinduzierte Verzerrungsrate $\dot{\epsilon}_{ij}^d$ wird mit dem Teilmodell *Hou/Lux-MDS* (mit direkter Schädigung) berechnet. Mit diesem Ansatz wird der aufgrund von Materialschädigung zusätzlich entstehende Verzerrungsanteil ermittelt. Dem Stoffmodell liegt ein nicht-assoziiertes Fließmodell zugrunde, damit die im Labor gemessenen Volumenänderungen besser mit den rechnerisch aus Validationsanalysen erhaltenen Volumina angepasst werden können. Die dem Teilmodell *Hou/Lux-MDS* zugrunde liegende Gleichung beinhaltet eine Fließfunktion F für die Gefügeschädigung, nach deren Überschreitung schädigungsinduziertes Kriechen auftritt. Weiterhin ist eine Potentialfunktion Q enthalten, mit der die Schädigungsverteilung bestimmt wird. Die schädigungsinduzierte Kriechrate $\dot{\epsilon}_{ij}^d$ wird nach Gleichung (Gl. 4.8) ermittelt:

$$\dot{\epsilon}_{ij}^d = \dot{\epsilon}_{ij}^{ds} + \dot{\epsilon}_{ij}^{dz} = a_3 \cdot \frac{\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle^{a_1}}{(1-D)^{a_2}} \cdot \frac{\partial Q^{ds}}{\partial \sigma_{ij}} + a_3 \cdot \frac{\left\langle \frac{F^{dz}}{F^*} \right\rangle^{a_1}}{(1-D)^{a_2}} \cdot \frac{\partial Q^{dz}}{\partial \sigma_{ij}} \quad (4.8)$$

mit

$\dot{\epsilon}_{ij}^{ds}$ Verzerrungsrate infolge Druck-/Schubspannungen, -

$\dot{\epsilon}_{ij}^{dz}$ Verzerrungsrate infolge Zugspannungen, -

F^{ds} Fließfunktion für die Gefügeschädigung durch Druck-/Schubspannungen, MPa

F^{dz} Fließfunktion für die Gefügeschädigung durch Zugspannungen, MPa

Q^{ds} Potentialfunktion für die Schädigung durch Druck-/Schubspannungen, MPa

Q^{dz} Potentialfunktion für die Gefügeschädigung durch Zugspannungen, MPa

F^* Normierungsfaktor, 1 MPa

a_1, a_2, a_3 Materialparameter aus Versuchen, -, -, 1/d

$\langle x \rangle = 0, x \leq 0; \langle x \rangle = x, x > 0$

Nach *Hou (1997 und 2002)* beschreiben die Fließfunktionen F^{ds} und F^{dz} quantitativ die Größe der sich bildenden Gefügeschädigungen (Risse) und repräsentieren die mechanischen Kriterien für die Ausbildung von Rissen, die einerseits durch Druck-/Schubspannungen und andererseits durch Zugspannungen entstehen. Mit Hilfe der Potentialfunktionen Q^{ds} und Q^{dz} werden die entsprechenden Richtungen bestimmt, in denen sich die Schädigungen für Druck- und Schubspannungen bzw. Zugspannungen ausbreiten. Gerade im Hinblick auf die Parameterermittlung für die Fließ- und Potentialfunktionen unter Zugspannungen wird eine Vereinfachung

chung vorgenommen, so dass die Richtung der Zugspannungen unberücksichtigt bleibt und nur noch die größte Zugspannung berücksichtigt wird. Darüber hinaus wird ein assoziiertes Fließmodell (d. h. $F \equiv Q$) angewendet. Als zusätzliche Vereinfachung wird für Salzgesteine die Dauerzugfestigkeit $\beta_{zd} = 0$ MPa festgesetzt.

Die die Dilatanzgrenze charakterisierende Fließfunktion für Druck-/Schubbeanspruchung wird durch Gl. (4.9) beschrieben. Der Zahlenwert $F^{ds} > 0$ wird als Schädigungsspannung bezeichnet. Bei Überschreitung der Dilatanzgrenze, wenn also $F^{ds} > 0$ oder $F^{dz} > 0$ gilt, wird eine Schädigung induziert, d. h. Risse werden gebildet. Gilt dagegen $F^{ds} \leq 0$ und $F^{dz} \leq 0$, dann entsteht keine Schädigung, da die Dilatanzgrenze noch nicht überschritten ist. Entsteht auch im weiteren Verlauf der Belastungsgeschichte keine Schädigung im Tragsystem, bleibt das Kriterium $F^{ds} \leq 0$ und $F^{dz} \leq 0$ erfüllt. Somit werden keine Risse gebildet und möglicherweise im Material zum Ausgangszeitpunkt schon vorhandene Schädigungen werden nicht weiterentwickelt. Sind die Schädigungsspannungen positiv ($F^{ds} > 0$ oder $F^{dz} > 0$), aber noch sehr klein, so entwickelt sich die Schädigung auch nur langsam. Sind die vorhandenen Schädigungsspannungen sehr groß ($F^{ds} \gg 0$ oder $F^{dz} \gg 0$), so wird auch dementsprechend schnell die Schädigung zunehmen und es kommt innerhalb kurzer Zeit zum Bruch. Wird der Effekt der Verheilung mitbetrachtet, so ist bei einem im Ausgangszustand ungeschädigten Material keine Verheilung möglich. Solange die Dilatanzgrenze noch nicht überschritten ist, gibt es keine zu verheilenden Schädigungen.

Für die Fließfunktion für Druck-/Schubspannungen gilt:

$$F^{ds} = \sigma_v - \beta_D(\sigma_3, \theta) = \sigma_v - \eta_D(\sigma_3) \cdot \beta(\sigma_3, \theta) = \sqrt{3J_2} - \eta_D(\sigma_3) \cdot \beta(\sigma_3, \theta) \quad (4.9)$$

mit

$$\sigma_v = \sqrt{3J_2}, \quad J_2 = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (4.10)$$

σ_v Vergleichsspannung, MPa

J_2 2. Spannungsinvariante in Deviatorebene

$\beta_D(\sigma_3, \theta)$ Schädigungsgrenze, MPa; als Funktion der Minimalspannung und der Spannungsgeometrie

σ_3 Minimalspannung, MPa

θ Lodewinkel, °, zur Beschreibung der Spannungsgeometrie

$\eta_D(\sigma_3)$ Funktion zur Beschreibung der Gefügeschädigung in Form des Ausnutzungsgrades, -

Die Funktion $\beta(\sigma_3, \theta)$ beschreibt die Kurzzeitfestigkeit und die Funktion $\eta_D(\sigma_3)$ beschreibt den Beginn der Gefügeschädigung in Form eines einheitenlosen Ausnutzungsgrades. Beide Funktionen können mit aus Versuchen bestimmten *Hou/Lux*-Parametern beschrieben werden:

$$\beta(\sigma_3, \theta) = \beta^{\text{TC}}(\sigma_3) \cdot k_\beta(\sigma_3, \theta) \quad (4.11)$$

mit

$$\beta^{\text{TC}}(\sigma_3) = a_6 - a_7 \cdot \exp(-a_8 \cdot \sigma_3) \quad (4.12)$$

β^{TC} Festigkeitsfunktion für TC-Versuchsbedingungen, MPa

a_6, a_7, a_8 *Hou/Lux*- Materialparameter aus Versuchen, MPa, MPa, 1/MPa

$$k_\beta(\sigma_3, \theta) = \left[\frac{1}{\cos\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right) + a_9 \cdot \sin\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right)} \right]^{\exp(-a_{10} \cdot \sigma_3)} \quad (4.13)$$

$k_\beta(\sigma_3, \theta)$ Korrekturfunktion zur Beschreibung des Einflusses der
Spannungsgeometrie auf die Festigkeit, -

a_9, a_{10} *Hou/Lux*-Materialparameter aus Versuchen, -, 1/MPa

$$\eta_D(\sigma_3) = 1 - a_4 \cdot \exp(-a_5 \cdot \sigma_3) \quad (4.14)$$

mit

a_4, a_5 *Hou/Lux*-Materialparameter aus Versuchen, -, 1/MPa

σ_3 Minimalspannung, MPa

Die Fließfunktion für Zugspannungen lautet:

$$F^{\text{dz}} = 6 \langle -\sigma_3 \rangle \quad (4.15)$$

mit

$$\langle x \rangle = 0, \quad x \leq 0; \quad \langle x \rangle = x, \quad x > 0$$

σ_3 Minimalspannung, MPa

Die Potentialfunktion für Druck-/Schubspannungen lautet:

$$Q^{\text{ds}} = \sigma_v - a_0 \cdot \beta(\sigma_3, \theta) \quad (4.16)$$

mit

σ_v Vergleichsspannung, MPa

a_0 *Hou/Lux*-Materialparameter aus Versuchen, -

$\beta(\sigma_3, \theta)$ Funktion der Kurzzeitfestigkeit, siehe Gl. (4.11)

Die Potentialfunktion für Zugspannungen lautet:

$$Q^{dz} = 6 \langle -\sigma_3 \rangle \quad (4.17)$$

mit

$$\langle x \rangle = 0, \quad x \leq 0; \quad \langle x \rangle = x, \quad x > 0$$

σ_3 Minimalspannung, MPa

Aufgrund der vorstehend beschriebenen Vereinfachung der Fließ- und Potentialfunktionen für Zugspannungen können die *Hou/Lux*-Materialparameter a_{11} , a_{12} , a_{13} und a_{14} für den implementierten Verheilungsansatz verwendet werden.

Mit Hilfe der Fließfunktionen F^{ds} und F^{dz} können die Schädigungsspannungen berechnet werden, um sie als Grundlage für die Berechnung der Schädigungsrate \dot{D} heranzuziehen. Im Stoffmodell *Hou/Lux* wird die Materialschädigung dann aktiviert, wenn die Schädigungsspannungen F^{ds} oder F^{dz} positiv werden, d. h. $F^{ds} > 0$ oder $F^{dz} > 0$ gilt. Dabei spielt es keine Rolle, ob die Schädigung durch Druck-/Schubbeanspruchung oder Zugbeanspruchung induziert wurde. Der Schädigungsentwicklung liegt eine kinetische Gleichung zugrunde, mit der die Schädigungsrate \dot{D} beschrieben werden kann, Gl. (4.18):

$$\dot{D} = a_{15} \cdot \frac{\left[\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle + \left\langle \frac{F^{dz}}{F^*} \right\rangle \right]^{a_{16}}}{(1 - D)^{a_{17}}} \quad (4.18)$$

mit

a_{15} , a_{16} , a_{17} *Hou/Lux*-Materialparameter aus Versuchen, 1/d, -, -

F^{ds} Fließfunktion für die Gefügeschädigung durch Druck-/Schubspannungen, MPa, siehe (Gl. 4.9)

F^{dz} Fließfunktion für die Gefügeschädigung durch Druck-/Schubspannungen, MPa, siehe (Gl. 4.15)

F^* Normierungsfaktor, 1 MPa

D Schädigungsvariable, - ($0 \leq D \leq 1$)

Durch das Einsetzen der Schädigungsspannungen F^{ds} und F^{dz} in die Gl. (4.18) zur Ermittlung der Schädigungsrate wird sichergestellt, dass eine Schädigung erst dann aktiviert wird, wenn die Schädigungsgrenze $\beta_D(\sigma_3, \theta)$ überschritten worden ist.

Die Gefügeschädigung wurde nach *Xie (2002)* mit einem vereinfachten Ansatz berechnet. Für sehr kleine Schädigungen D und einer kleinen Dilatanz $|\varepsilon_{\text{vol}} \ll 1|$ wurde eine Vereinfachung nach Gl. (4.19) vorgeschlagen:

$$D = 1 - \frac{1}{1 - \varepsilon_{\text{vol}}} = -\frac{\varepsilon_{\text{vol}}}{1 - \varepsilon_{\text{vol}}} \approx -\varepsilon_{\text{vol}} \quad (4.19)$$

mit

$$\varepsilon_{\text{vol}} \quad \text{Dilatanz, -}$$

Bei größeren Werten für Dilatanz und Schädigung verliert diese Vereinfachung aber ihre Gültigkeit. Um die Schädigung D online über die Änderung der Ultraschallwellengeschwindigkeiten aus Versuchen bestimmen zu können, mussten die Versuchsanlagen im geomechanischen Labor zur Durchschallung der Prüfkörper mit Ultraschallwellen entsprechend umgebaut werden.

Unter Anwendung der Ultraschalltechnik zur versuchsbegleitenden Berechnung der Schädigung D unter Zuhilfenahme der Ultraschallwellengeschwindigkeit ist nun erstmalig die Möglichkeit gegeben, ohne die von *Xie (2002)* getroffene Vereinfachung in Gl. (4.19) zu arbeiten und die Stoffmodellparameter a_1 , a_2 und a_3 sowie a_{15} , a_{16} und a_{17} des Stoffmodells *Hou/Lux*, in die die Schädigung D eingeht, genauer bestimmen zu können.

4.2.4 Verheilungsinduzierte Verzerrungsrate

Die verheilungsinduzierte Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}_{ij}^h$ wird ähnlich wie die schädigungsinduzierte Kriechrate auf der Grundlage einer Fließfunktion F^h sowie einer Potentialfunktion Q berechnet. Vom Prinzip wird die Verheilung mathematisch wie eine negative Schädigung aufgefasst, d. h., die Verheilungsverzerrungsrate ist negativ und wirkt so der bereits entwickelten Schädigung entgegen. Zu einer Verheilung im Gefüge kommt es erst dann, wenn die Verheilungsgrenze unterschritten wird, die durch die Grenzbedingung $F^h > 0$ charakterisiert, ab der entstandene Risse und Poren wieder verschlossen werden. Dabei ist anzumerken, dass die Verheilungsspannung F^h umso größer ist, je kleiner die Vergleichsspannung σ_v und je größer die minimale Hauptspannung σ_3 ist. Das heißt, die größten Verheilungsspannungen F^h entstehen dann, wenn der isotrope Spannungszustand $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$ erreicht wird.

4.3 Grundlagen zur Verheilung im Steinsalz, vorhandene Ansätze aus der Literatur

Das Verheilungsvermögen von Steinsalz wurde schon 1990 bei Versuchen an Salzprüfkörpern der WIPP-Site¹ (USA) qualitativ erfasst, *Brodsky (1990)*. Mit den Ergebnissen aus Versuchen an Salzprüfkörpern, die quasi-statisch belastet bei konstanter Verzerrungsrate in den Schädigungsbereich gefahren und anschließend bei isotroper Spannung belastet wurden, konnte ein erster Verheilungsmodellansatz hergeleitet werden.

Die Versuche wurden bei Spannungen von $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 = 5, 10$ und 15 MPa gefahren, versuchsbegleitend wurde die Ultraschallwellengeschwindigkeit gemessen. Aussagen über die Permeabilitätsänderung bei der Verheilung im Versuch wurden in diesem Stadium noch nicht gemacht, *Pfeifle, Hurtado (1998)*. Weitere Versuche wurden von *Brodsky, Munson (1994)* an Salzprüfkörpern aus der WIPP-Site bei unterschiedlichen Temperaturen vorgenommen. Als Versuchsvorbereitung wurden die Prüfkörper über eine Zeit von zwei Wochen bei $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 = 20$ MPa isotropem Druck unter Raumtemperatur rekompaktiert. Anschließend wurden die Prüfkörper bei $T = 25^\circ\text{C}$ Temperatur und $\sigma_2 = \sigma_3 = 0,5$ MPa Manteldruck bei einer axialen Verzerrungsrate von $\dot{\varepsilon}_1 = 1 \cdot 10^{-6}$ 1/s bis zu einer Axialstauchung von $\varepsilon_1 = 1,5$ % in den Bereich der Schädigung gefahren. Nach Entlastung und Einstellen der Versuchstemperaturen auf $T = 20^\circ\text{C}$, $T = 46^\circ\text{C}$ und $T = 70^\circ\text{C}$ wurde ein Spannungsniveau von $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 = 15$ MPa angefahren, welches über die Versuchszeit von $t = 20$ d gehalten wurde.

Die volumetrische Verzerrung in der Verheilungsphase und das Verhältnis der Ultraschallwellengeschwindigkeiten geschädigt/ungeschädigt (v/v_0) zueinander, ebenfalls aufgetragen über die Dauer des Verheilungsversuches von $t = 20$ d, werden als zwei charakteristische Ergebnisse in Bild 4.2 dargestellt: Der Zeitpunkt $t = 0$ d stellt den Beginn der Verheilung dar. Aus der Schädigung aus der vorlaufenden Versuchsphase resultiert das reduzierte Verhältnis der geschädigten zur ungeschädigten Ultraschallwellengeschwindigkeit. Bild 4.2 zeigt die verheilungsinduzierten Verzerrungen in den von *Brodsky, Munson (1994)* durchgeführten Versuchen sowie das Verhältnis der Ultraschallwellengeschwindigkeiten im geschädigten bzw. ungeschädigten Prüfkörper. Die Teilbilder zeigen, dass bei erhöhter Temperatur ($T = 70^\circ\text{C}$) bereits nach etwa $t = 5$ d die Ultraschallwellengeschwindigkeiten nahezu wieder den Ausgangswert des ungeschädigten Steinsalz erreichen, da das Verhältnis v/v_0 wieder nahezu 1 wird.

¹ WIPP-Site: (Waste Isolation Pilot Plant) Untertagelabor der Sandia National Laboratories und seit einigen Jahren auch Endlagerstandort in New Mexico, USA, Steinsalzformation, Endlagertiefe um 600 m

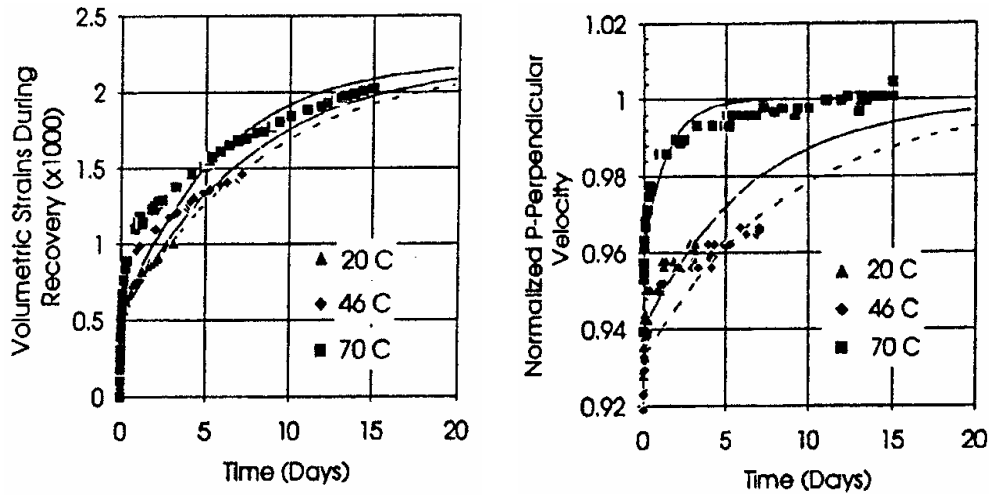


Bild 4.2: Volumetrische Verzerrung während der Verheilungsphase und Verhältnis der Ultraschallwellengeschwindigkeiten (v/v_0) während der Verheilungsphase, Brodsky, Munson (1994)

Brodsky, Munson (1994) berechneten aus den Labordaten mit Hilfe eines linearen kinetischen Ansatzes und einer Anpassung der Versuchsparameter die in Bild 4.2 gezeigten Kurven. Aus diesen Ergebnissen wurde einerseits eine Riss-schließungsphase abgeleitet, die im betrachteten Versuch im Zeitraum von Stunden abläuft, und andererseits wurde der eigentliche Verheilungsprozess beschrieben, der bei allen betrachteten Temperaturniveaus in der Größenordnung von mehreren Tagen abläuft, bei $T = 70\text{ °C}$ allerdings deutlich schneller als bei den niedrigeren Temperaturen. Beleg dafür ist die nahezu vollständige Erhöhung der Ultraschallwellengeschwindigkeit auf den Ausgangswert des ungeschädigten Materials, so dass $v = v_0$ und somit $v/v_0 = 1$ gilt.

Aufbauend auf diesen Versuchen entwickelten Chan, Fossum, Bodner und Munson eine Erweiterung für das schon vorhandene MDCF-Stoffmodell (Multimechanism Deformation Coupled Fracture), Chan et al. (1995). Dieses Stoffmodell erfasst schädigungsinduziertes Kriechen und berücksichtigt bei der Ermittlung der inelastischen Kriechrate mehrere Kriechmechanismen. Im MDCF-Stoffmodell wird die gesamte inelastische Verzerrungsrate berechnet aus Gl. (4.20):

$$\dot{\epsilon}_{ij}^I = \frac{\partial \sigma_{eq}^c}{\partial \sigma_{ij}} \dot{\epsilon}_{eq}^c + \frac{\partial \sigma_{eq}^{\omega_s}}{\partial \sigma_{ij}} \dot{\epsilon}_{eq}^{\omega_s} + \frac{\partial \sigma_{eq}^{\omega_t}}{\partial \sigma_{ij}} \dot{\epsilon}_{eq}^{\omega_t} + \frac{\partial \sigma_{eq}^h}{\partial \sigma_{ij}} \dot{\epsilon}_{eq}^h \quad (4.20)$$

Parallel zum Stoffmodell Hou/Lux besteht die konstitutive Gleichung des MDCF-Stoffmodells aus einem additiven Term (entsprechend der Reihenfolge in Gl. (4.20), in der der erste Term das viskoplastische Kriechen berücksichtigt, der zweite und dritte Term die

Schädigungsentwicklung bei Schub- und Zugbruchbeanspruchung beschreiben und der letzte Term die Verzerrungsrate aus Verheilung erfasst.

In *Chan et al. (1995, 1998)* wurde erstmals ein Verheilungsansatz vorgestellt und anhand von Versuchsergebnissen aus *Brodsky, Munson (1994)* validiert. Insgesamt gibt es vier aus Versuchen zu bestimmende Parameter, die in der Potentialfunktion, in der kinetischen Gleichung für die Schädigungsentwicklung sowie in der Gleichung zur Ermittlung der verheilungsinduzierten Verzerrungen enthalten sind und die beiden Verheilungsmechanismen Rissschließung und Verheilung in den Gleichungen beschreiben.

Die Potentialfunktion für die Verheilungsspannung σ_{eq}^h wird angegeben als Gl. (4.21):

$$\sigma_{eq}^h = \frac{1}{3}(I_1 - x_{10}\sigma_1) \quad (4.21)$$

mit

I_1 erste Spannungsinvariante, $I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$, MPa

x_{10} Materialparameter, -

σ_1 maximale Hauptspannung, MPa

Aus dem Verhältnis der axialen Verzerrungsrate $\dot{\epsilon}_1$ und der Radialverzerrungsrate $\dot{\epsilon}_3$, die nach den Gleichungen Gl. (4.22) und Gl. (4.23) bestimmt werden, kann der Materialparameter x_{10} abgeleitet werden, *Chan et al. (1995)*:

$$\dot{\epsilon}_1 = \frac{\dot{\epsilon}_{eq}^h}{3}(1 - I_1) \quad (4.22)$$

$$\dot{\epsilon}_3 = \frac{\dot{\epsilon}_{eq}^h}{3} \quad (4.23)$$

$$x_{10} = 1 - \frac{\dot{\epsilon}_1}{\dot{\epsilon}_3} \quad (4.24)$$

Zur Beschreibung des Parameters x_{10} wird Bild 4.3 herangezogen. Es stellt die Radial- (Lateral-) Verzerrung gegenüber der Axialverzerrung dar (die Dehnung wird hier negativ aufgetragen). Die beiden in Bild 4.3 und Bild 4.4 dargestellten und im Text beschriebenen Rissschließungs- und Verheilungsmechanismen Rissschließung und Verheilung müssen auch mit dem Verheilungsansatz nachvollziehbar und im Grundsatz numerisch zu simulieren sein. Der Parameter x_{10} beschreibt das Verhältnis von Axialdehnungsrate $\dot{\epsilon}_1$ und Radialdehnungsrate $\dot{\epsilon}_3$. Die von *Brodsky, Munson (1994)* an zylindrischen Prüfkörpern durchgeführten Schädigungs- und Verheilungsversuche dienen als Grundlage zur Überprüfung des Verheilungsansatzes.

In der Rissschließungsphase (Mechanismus 1) ist der Parameter $x_{10} > 1$, der axialgestauchte und radialgedehnte Prüfkörper dehnt innerhalb kurzer Zeit (0,5 Tage) moderat aus und wird

lateral zusammengedrückt. Dabei werden axial gerichtete Risse verschlossen. In dieser Phase werden zwar die durch die vorgelaufene Schädigungsphase geöffneten Risse verschlossen und die Dilatanz verringert, aber die Schädigung wird nicht notwendigerweise schon in dieser Phase zurückgebildet. In der Verheilungsphase tritt keine Axiallängung mehr auf und es gilt $x_{10} = 1$. D. h., in dieser Phase werden die verschlossenen Risse geochemisch unter erheblich kleineren lateralen und keinen axialen Deformationen verheilt.

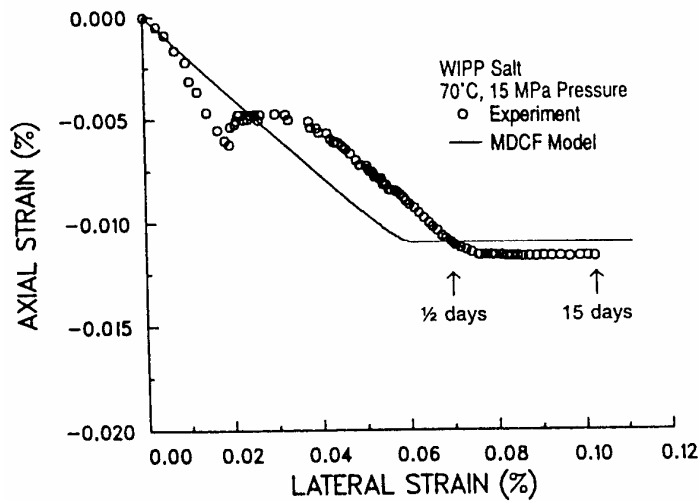


Bild 4.3: Laterale und axiale Verzerrungen in der Verheilungsphase, Versuchswerte und berechnete Vergleichswerte nach Brodsky, Munson (1994) und Chan et al. (1994 und 1998)

Die durch Verheilung induzierte Kriechrate nach Chan et al. (1994 und 1998) wird in Gl. (4.25) angegeben:

$$\dot{\varepsilon}_{eq}^h = \frac{\varepsilon_{vol}(\sigma_{eq}^h - \sigma_b)H(\sigma_{eq}^h - \sigma_b)}{\tau\mu} \quad (4.25)$$

mit

ε_{vol} Dilatanz aus dem Versuch, -

$$\sigma_{eq}^h = \frac{1}{3}(I_1 - x_{10}\sigma_1), \text{ aus Gl. (4.21)}$$

$H(\dots)$ ist die Heaviside-Sprungfunktion und entspricht $H(x) = 0, x \leq 0$;

$$H(x) = 1, x > 0$$

τ charakteristische Verheilungszeit der jeweiligen Verheilungsphase, s

μ Schubmodul, MPa

$$\sigma_b = x_7 \left| \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{x_2 x_7} \right|^{1/x_6} \quad (4.26)$$

mit

σ_b	Schädigungsgrenze, MPa
x_2, x_6, x_7	Parameter aus dem Schädigungsmodell, -, -, MPa
σ_1	maximale Hauptspannung, MPa
σ_3	minimale Hauptspannung, MPa

Aus Gl. (4.25) wird ersichtlich, dass der Verheilungsprozess nur dann eintreten kann, wenn das Argument in der Sprungfunktion $H(\dots)$ positiv ist, also $\sigma_{eq}^h > \sigma_b$ gilt. Damit wird aber auch deutlich, dass *Chan et al. (1998)* die Schädigungsgrenze gleich der Verheilungsgrenze setzen, d. h. $\sigma_{eq}^h = \sigma_b$ gilt. Die Verheilung beginnt dann, wenn die Schädigungsgrenze unterschritten wird. *Chan et al. (1998)* gehen in diesem Ansatz nicht davon aus, dass es Zustände im Material geben kann, in denen weder Schädigung induziert wird noch die vorhandene Schädigung verheilt wird.

Um die charakteristische Zeit τ für die Verheilung zu ermitteln, ist eine Fallunterscheidung erforderlich, Gl. (4.27) und Gl. (4.28):

$$\tau = \tau_0 \cdot \exp(k_1 \varepsilon_{vol}) + \tau_1 \quad \text{für } \varepsilon_{vol} < 0 \quad (4.27)$$

$$\tau = \tau_0 + \tau_1 \quad \text{für } \varepsilon_{vol} \geq 0 \quad (4.28)$$

mit

τ_0	charakteristische Zeit, beschreibt Verheilungsphase, aus Versuchen, s, d
τ_1	charakteristische Zeit, beschreibt Risschließungsphase, aus Versuchen, s, d
k_1	Materialkonstante, bestimmt aus Versuchen, -
ε_{vol}	Dilatanz aus dem laufenden Verheilungsversuch, -

Die Funktion der Gl. (4.27) und der Gl. (4.28) und die Bedeutung der Parameter τ_0 , τ_1 , k_1 und ε_{vol} in Zusammenhang mit dem Versuchsergebnis verdeutlicht Bild 4.4. Der Verheilungsversuch beginnt bei einer gemessenen Volumenverzerrung ε_{vol} . Während der Risschließungsphase werden die in der vorangegangenen Schädigungsphase geöffneten Risse zugeedrückt, bis die Dilatanz am Ende dieser Phase ε_{vol} etwa auf den Wert Null zurückgegangen ist, also $\varepsilon_{vol} = 0$ gilt. Während dieser Phase nimmt der Wert für ε_{vol} aus dem Verheilungsversuch große negative Werte an (die Dehnung ist hierbei negativ), d. h. der Exponent in Gl. (4.27) geht gegen 0. Für die Risschließungsphase ist folglich nur die charakteristische Zeit τ_1 maßgebend. Erst wenn die Phase der Risschließung weitgehend beendet ist, d. h. ε_{vol} kleinere negative Werte annimmt, nehmen die Zahlenwerte des Exponenten aus Gl. (4.27) zu, was zu dem im Bild deutlich sichtbaren Anstieg führt. Der Materialparameter k_1 beschreibt daher den

Anstieg der charakteristische Zeitkurve von $\tau = \tau_1$ für die Rissschließung zu $\tau = \tau_0 + \tau_1$ für die Rissverheilung. Je größer k_1 ist, desto steiler ist der Anstieg der Kurve. k_1 beschreibt folglich die Übergangsphase von Rissschließung zu Rissverheilung. Ist die Rissschließungsphase vollständig abgeklungen, so ist auch die aus dem vorangegangenen Versuch induzierte Dilatanz ε_{vol} nahezu vollständig rückgebildet worden, d. h. $\varepsilon_{\text{vol}} \rightarrow 0$ und $\tau \rightarrow \tau = \tau_0 + \tau_1$ und gleichzeitig geht auch die verheilungsinduzierte Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}_{\text{eq}}^h$ gegen Null.

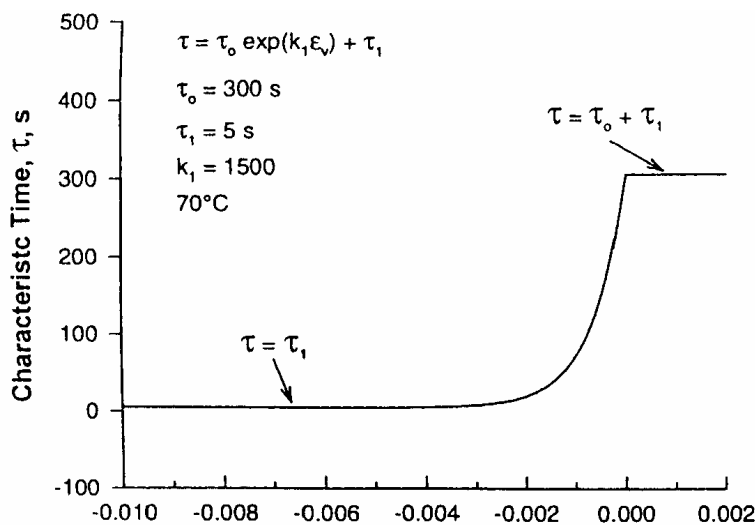


Bild 4.4: Darstellung der charakteristischen Zeit τ über die Volumenverzerrung während eines Verheilungsversuches. Deutlich erkennbar ist der Übergang von der Rissschließung zur Rissverheilung, Chan et al. (1998)

Zusammenfassend bleibt festzuhalten: Mit $\tau = \tau_1$ wird die charakteristische Zeit der Rissschließungsphase beschrieben, mit $\tau = \tau_0 + \tau_1$ entsprechend die Zeit für die Verheilungsphase. Der Parameter k_1 beschreibt die Steigung der Zeitverlaufskurve in der Übergangsphase von der Rissschließung zur Rissverheilung. Der Parameter k_1 ist eine Konstante und wird auch aus Versuchsdaten bestimmt.

Bild 4.5 zeigt die verheilungsinduzierte Volumenkompaktion über die Zeitdauer des Versuchs. In der Rissschließungsphase (mechanism 1) ist die verheilungsinduzierte Kriechrate am größten, bei der eigentlichen Verheilung (mechanism 2) nimmt die Volumenkompaktionsrate deutlich ab. Durch die Rissschließung werden innerhalb des ersten halben Tages rund 40 % der Ausgangsdilatanz abgebaut.

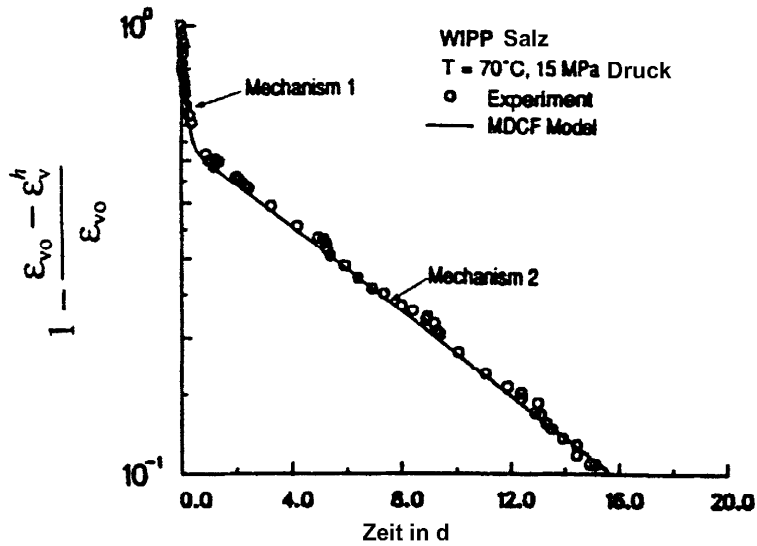


Bild 4.5: Verheilungsdauer in Tagen gegenübergestellt der verheilungsinduzierten Volumenkompaktion unter Berücksichtigung der Mechanismen Risssschließung (mechanism 1) und Rissverheilung (mechanism 2), Chan et al. (1998)

Während die verheilungsinduzierte Kriechrate $\dot{\epsilon}_{eq}^h$ Gl. (4.25) unter anderem mit Hilfe der versuchsbegleitend gemessenen Dilatanz ϵ_{vol} ermittelt wird, ist die Verheilung von der Rückbildung der Schädigung D abhängig. Beide Prozesse, Risssschließung und Rissverheilung, laufen unter der Bedingung $\sigma_{eq}^h > \sigma_b$ ab. Abgeleitet aus der Nachberechnung durchgeführter Versuchen von Brodsky, Munson (1994) wurde für die kinetische Gleichung der Verheilung h ein linearer Ansatz zugrunde gelegt:

$$h = \frac{\omega(\sigma_{eq}^h - \sigma_b)H(\sigma_{eq}^h - \sigma_b)}{\tau\mu} \quad (4.29)$$

mit

ω Schädigungsvariable, -

$$\sigma_{eq}^h = \frac{1}{3}(I_1 - x_{10}\sigma_1), \text{ aus Gl. (4.21)}$$

$$\sigma_b = x_7 \left| \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{x_2 x_7} \right|^{1/x_6}, \text{ aus Gl. (4.26)}$$

$H(\dots)$ Heaviside-Sprungfunktion, $H(x) = 0$ bei $x \leq 0$ und $H(x) = 1$ bei $x > 0$

τ charakteristische Verheilungszeit der jeweiligen Verheilungsphase, s oder d

μ Schubmodul, MPa

Der hier vorgestellte Verheilungsansatz von Chan et al. (1994 und 1998) wurde in das MDCF-Stoffmodell implementiert und anhand von Versuchen von Brodsky validiert.

Das bekannte Schädigungsstoffmodell SUVIC-D von *Aubertin et al. (1993)* wurde nicht weiter entwickelt. Aus diesem Grund kann hier kein weiterer Verheilungsansatz vorgestellt werden.

4.4 Der Verheilungsansatz im Stoffmodell *Hou/Lux*

Grundlage für den im Stoffmodell *Hou/Lux* implementierten Verheilungsansatz sind die Vorarbeiten von *Chan et al. (1994, 1995, 1998)*, die im vorangegangenen Kapitel vorgestellt worden sind. Eine kritische Betrachtung des von *Chan et al.* entwickelten Verheilungsansatzes durch *Hou (2002)* zeigt allerdings zwei Defizite:

1. Die Schädigungsgrenze ist gleich der Verheilungsgrenze. Die kinetische Gleichung Gl. (4.29) im Verheilungsansatz von *Chan et al.* wird aktiviert, wenn das Argument in der Sprungfunktion $H(\dots) > 0$ ist, also $\sigma_{eq}^h > \sigma_b$ gilt. Diese Betrachtungsweise schließt aus, dass es Bereiche geben kann, in denen keine Schädigung mehr induziert wird, aber die Beanspruchungsbedingungen für eine Verheilung auch noch nicht gegeben sind. *Hou (2002)* argumentiert, dass grundsätzlich dieser Zwischenbereich sehr wohl existiert, weshalb in dem von *Hou (2001, 2002)* in das Stoffmodell *Hou/Lux* implementierten Verheilungsansatz die Verheilungsgrenze unterhalb der Schädigungsgrenze angesetzt ist, vgl. dazu Bild 4.6.
2. Die Potentialfunktion für die Verheilung aus Gl. (4.21) gilt in dieser Form nur für Triaxialkompressionsbedingungen (TC-Beanspruchung), d. h. $\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$. Für Triaxialextensionsbedingungen (TE-Beanspruchung) gilt dieser Zusammenhang nicht. Für eine genauere Darstellung wird auf *Hou (2002)* verwiesen.

Diese in der physikalischen Modellierung als Defizite erachteten Punkte werden in dem im Stoffmodell *Hou/Lux* von *Hou (2002)* vorgeschlagenen Ansatz für die Verheilung beseitigt. Bevor auf die Parallelen des Ansatzes im Stoffmodell *Hou/Lux* mit denen des Ansatzes von *Chan et al.* und auf die Gleichungen im Einzelnen eingegangen wird, zeigt Bild 4.6 zur Veranschaulichung in Abhängigkeit von der Belastung die typischen Bereiche *Dilatanz- und Schädigungszone*, die *volumentreue Zone* (weder Schädigung noch Schädigungsrückbildung) und die *Verheilungszone*. Die dazugehörigen Prozesse, die im Prüfkörper respektive Gebirge ablaufen, werden benannt.

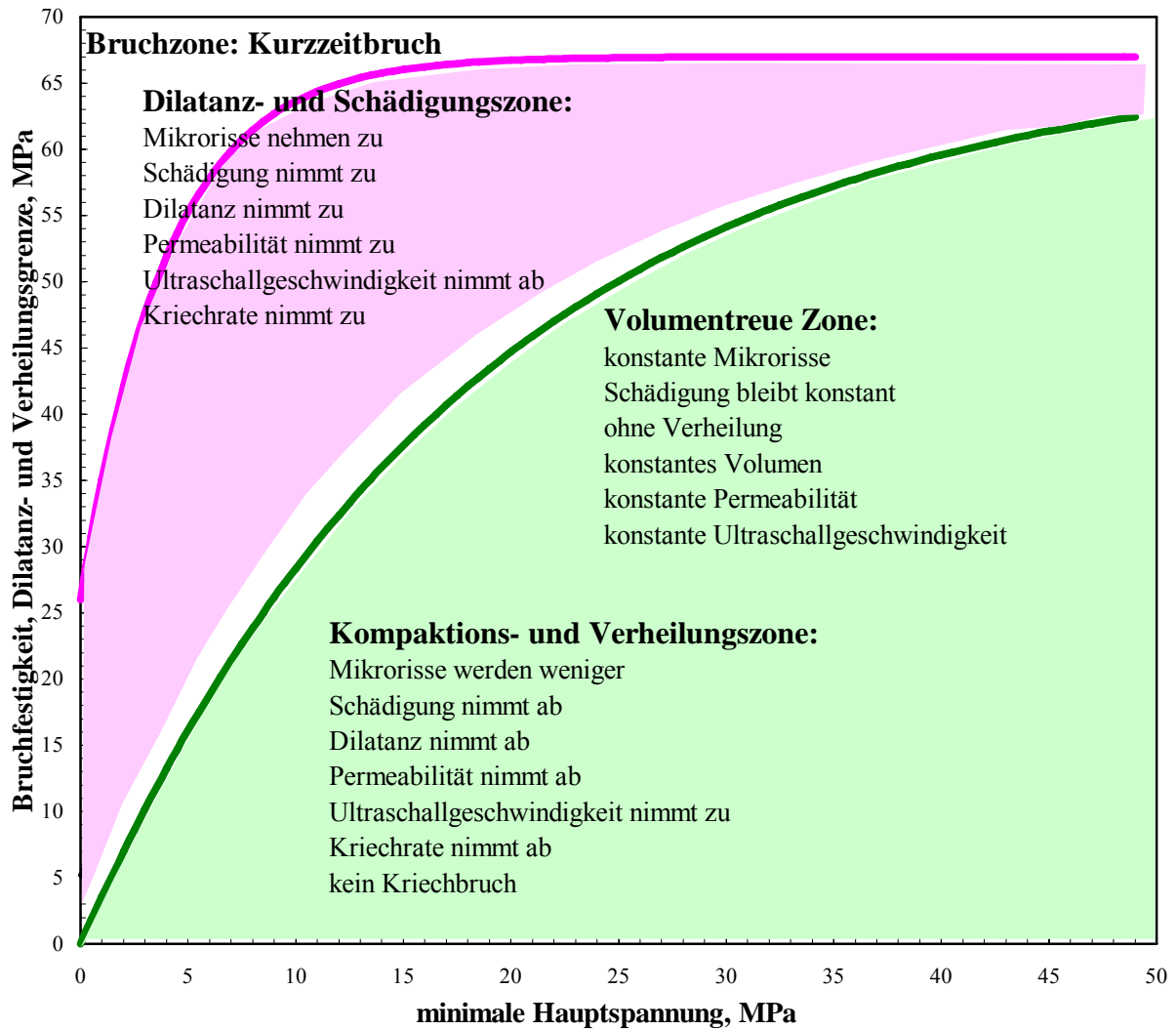


Bild 4.6: Darstellung der im Prüfkörper auftretenden Mechanismen in Abhängigkeit der Beanspruchung durch Einteilung in drei Zonen (magenta, weiß und grün)

Die volumentreue Zone beschreibt dabei den Beanspruchungsbereich, den Hou als Defizit im Ansatz von Chan *et al.* identifiziert hat.

Im Folgenden werden die Gleichungen für den im Stoffmodell Hou/Lux verankerten Verheilungsansatz vorgestellt, und es wird auf die Parallelen zu Chan *et al.* eingegangen.

Den Ansätzen für die schädigungsinduzierte Kriechrate $\dot{\epsilon}_{ij}^{ds}$, $\dot{\epsilon}_{ij}^{dz}$ und für die Verheilung $\dot{\epsilon}_{ij}^h$ liegt ein nicht-assoziiertes Fließmodell (d. h. $F \neq Q$) zugrunde, damit entsprechende rechnerisch ermittelte Volumenänderungen besser den Laborbefunden angepasst werden können. Vom mathematischen Prinzip entspricht die Schädigungsrückbildungsrate (die Verheilungsrate) einer negativen Schädigungsrate, d. h. bei positiven Werten für die Fließfunktion F^h wird

der Term für $\dot{\varepsilon}_{ij}^h$ negativ, wodurch eine Reduktion der vorhandenen Schädigung D bewirkt wird. Für die Verheilungsrate $\dot{\varepsilon}_{ij}^h$ gilt:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^h = - \frac{\varepsilon_{vol}}{a_{11} + a_{12} \exp(a_{13} \cdot \varepsilon_{vol})} \left\langle \frac{F^h}{F^*} \right\rangle \frac{\partial Q^h}{\partial \sigma_{ij}} \quad (4.30)$$

mit

- ε_{vol} Dilatanz aus dem laufenden Versuch gemessen, -
- a_{11} Materialparameter *Hou/Lux*, aus Versuchen, s oder d
- a_{12} Materialparameter *Hou/Lux*, aus Versuchen, s oder d
- a_{13} Materialparameter *Hou/Lux*, aus Versuchen, -
- $\langle x \rangle = 0, x \leq 0; \langle x \rangle = x, x > 0$
- F^* Normierungsfaktor, $F^* = 1 \text{ MPa}$

und der Fließfunktion F^h für die Verheilung:

$$F^h = \frac{2}{3} \sigma_3 + \frac{2}{3 \cdot a_5} \cdot \ln \left(\frac{a_6 - \sigma_v}{a_6} \right) \quad (4.31)$$

mit

- σ_3 minimale Hauptspannung, MPa
- a_5 Materialparameter *Hou/Lux*, aus Versuchen, 1/MPa
- a_6 Materialparameter *Hou/Lux*, aus Versuchen, MPa
- σ_v Vergleichsspannung, MPa

und mit der Potentialfunktion Q^h :

$$Q^h = \frac{1-a_{14}}{3} \sigma_1 + \frac{2}{3} \sigma_3 \quad (4.32)$$

mit

- a_{14} Materialparameter *Hou/Lux*, aus Versuchen, -
- σ_1 maximale Hauptspannung, MPa
- σ_3 minimale Hauptspannung, MPa

Die im Term der Verheilungsrate enthaltenen Fließ- und Potentialfunktionen beschreiben einerseits die Fließgrenze, unterhalb derer keine Veränderung im Gefüge zu erwarten ist, und andererseits die Richtung und Größe der durch die Verheilung auftretenden Verformungen im Gefüge.

Es kann davon ausgegangen werden, dass die Verheilung dann aktiviert ist, wenn im Material eine Vorschädigung vorhanden ist und unter der aktuellen Beanspruchung die Verheilungs-

grenze nach Gl. (4.31) unterschritten wird. Dann kann die Verheilungsrate über die kinetische Gleichung der Verheilungsentwicklung ermittelt werden, Gl. (4.33):

$$-\dot{h} = -\frac{D}{a_{11} + a_{12} \cdot \exp(a_{13} \cdot \varepsilon_{\text{vol}})} \left\langle \frac{F^h}{F^*} \right\rangle \quad (4.33)$$

mit

D Schädigungsvariable D im Wertebereich $0 \leq D \leq 1$, -

ε_{vol} Dilatanz gemessen im Versuch, -

a_{11} Materialparameter *Hou/Lux*, aus Versuchen, s oder d

a_{12} Materialparameter *Hou/Lux*, aus Versuchen, s oder d

a_{13} Materialparameter *Hou/Lux*, aus Versuchen, -

$\langle x \rangle = 0$, $x \leq 0$; $\langle x \rangle = x$, $x > 0$

F^h Fließfunktion für die Verheilung, Gl. (4.31)

F^* Normierungsfaktor, 1 MPa

Die beiden eingangs erwähnten Defizite des Ansatzes von *Chan et al. (1998)* hat *Hou* durch eine neu implementierte Fließfunktion für die Verheilung Gl. (4.31) sowie eine modifizierte Potentialfunktion Gl. (4.36) beseitigt. Die Potentialfunktion nach *Hou (2002)* ist auch gültig für Triaxialextensionsbedingungen (TE-Versuche) und nicht nur für Triaxialkompressionsbeanspruchung (TC-Versuche), wie in *Chan et al. (1998)*. Der Parameter x_{10} im Ansatz von *Chan et al. (1998)* entspricht dem Parameter a_{14} im Ansatz von *Hou (2002)*.

Die Gl. (4.30) für die Verheilungsverzerrung $\dot{\varepsilon}_{ij}^h$ unterscheidet sich von der Gl. (4.25) für die Verheilungsverzerrung $\dot{\varepsilon}_{eq}^h$ nach *Chan et al. (1998)* nur durch die Schreibweise und durch die Darstellung der charakteristischen Verheilungszeit für den entsprechenden Verheilungsmechanismus. Die charakteristische Verheilungszeit nach Gl. (4.27) mit $\tau = \tau_0 \cdot \exp(k_1 \varepsilon_{\text{vol}}) + \tau_1$ bzw. nach Fallunterscheidung mit $\tau = \tau_0 + \tau_1$, Gl. (4.28) stellt *Hou* mit dem Ausdruck $a_{11} + a_{12} \cdot \exp(a_{13} \cdot \varepsilon_{\text{vol}})$ im Nenner der Gleichung für die verheilungsinduzierten Verzerrungen $\dot{\varepsilon}_{ij}^h$ dar, wobei der Parameter a_{11} genau der Zeitkonstante τ_1 entspricht, a_{13} entspricht dem Parameter k_1 und a_{12} entspricht der Zeitkonstante τ_0 . Da es sich bei dem Schubmodul μ im Ansatz nach *Chan et al. (1998)* um eine Konstante handelt, kann diese auch in die Parameter mit hinein gezogen werden; daher taucht der Schubmodul im Ansatz von *Hou* nicht mehr auf. Die Vorgehensweise, den Ansatz von *Chan et al.* zu modifizieren und zu implementieren, ist grundsätzlich sinnvoll: einerseits sind einige Vorarbeiten der Gruppe von *Chan*, die sich dort bewährt haben, schon in das Stoffmodell *Hou/Lux* eingeflossen, andererseits ist der Ansatz

zumindest an einigen in der Literatur veröffentlichten Versuchen validiert worden und scheint aufgrund der positiven Befunde in *Hou (2001)* seine prinzipielle Eignung bereits unter Beweis gestellt zu haben.

Für den Verheilungsprozess muss eine Schädigung im Gefüge vorhanden sein, also $D > 0$ sein, da sonst keine Verheilung stattfinden kann.

Daraus leiten sich drei Zustände für Verheilung ab, vgl. auch Bild 4.6:

1. Schädigung ohne Verheilung:

$$\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle > 0, \left\langle \frac{F^h}{F^*} \right\rangle = 0$$

2. Verheilung und Reduktion der Schädigung:

$$\left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle = 0, \left\langle \frac{F^h}{F^*} \right\rangle > 0, \text{ Vorschädigung } D > 0$$

3. keine Verheilung und keine Schädigungsentwicklung:

$$3a. \left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle = 0, \left\langle \frac{F^h}{F^*} \right\rangle > 0, \text{ keine Vorschädigung, d. h. } D = 0$$

$$3b. \left\langle \frac{F^{ds}}{F^*} \right\rangle = 0, \left\langle \frac{F^h}{F^*} \right\rangle = 0, \text{ Vorschädigung } D \geq 0$$

5 Validierung des Stoffmodells *Hou/Lux* anhand von analytischen Fallbeispielen

Um die Richtigkeit und Anwendbarkeit des Verheilungsansatzes von *Hou (2002)* zu prüfen und um damit die Aussagekraft der numerischen Ergebnisse bewerten zu können, wurden im Vorfeld der numerischen Simulationen zum rechnerischen Verhalten von Prüfkörpern (Vergleich mit den Ergebnissen der Laborversuche) und von Untertagebauwerken analytische Berechnungen zu Fallbeispielen an einem Würfelmodell mit dem Tabellenkalkulationsprogramm *Excel* durchgeführt. Das Würfelmodell stellt im Vergleich zum Prüfkörpermodell nur ein Teilmodell mit idealisierten Randbedingungen dar. Die Ergebnisse spiegeln die Realität des Laborversuchs daher nicht genau wider. Das Würfelmodell ist aber geeignet, um den Stoffmodellansatz auf seine physikalische Qualität und die Ergebnisse auf ihre Plausibilität hin zu prüfen.

5.1 Berechnungsmodell und analytische Fallbeispiele

Die analytische Arbeit mit der Verheilungspotentialfunktion nach *Hou (2002)* zeigt Defizite, die erst bei Vorgabe beliebiger dreidimensionaler Beanspruchungszustände auffallen. Die Ursache dieser Defizite ist darin begründet, dass die mittlere Spannung σ_2 nicht in der Formulierung der Potentialfunktion enthalten ist. Um den Einfluss von σ_2 beschreiben zu können, wurde ein Berechnungsmodell erstellt, bei dem es – im Gegensatz zum rotationssymmetrischen Modell eines Prüfkörpers – möglich ist, den drei Hauptspannungen unterschiedliche Werte zuzuordnen. Dieses Modell hat die Geometrie eines Würfels, dessen Kanten parallel zu den Koordinatenachsen verlaufen.

Bei den numerischen Untersuchungen zur mechanischen Wirkung der Verheilungspotentialfunktion Q nach *Hou (2002)* wurde sowohl der beschriebene Würfel betrachtet, welcher im FE-Modell aus acht Elementen bestand, wie auch das rotationssymmetrische Modell des Prüfkörpers, das von *Hou (2002)* verwendet wurde.

Bild 5.1 zeigt eine schematische Darstellung des würfelförmigen Modells mit den Richtungen der aufgetragenen Beanspruchungen.

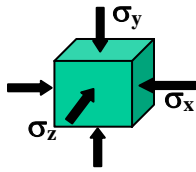


Bild 5.1: Modell des Würfels mit aufgetragenen Beanspruchungen

Zunächst wurde mit Hilfe von numerischen Test-Simulationen unter Anwendung des FE-Programms *MISES3* gezeigt, dass das Würfel-Modell und das rotationssymmetrische Prüfkörper-Modell unter einer TC- oder einer TE-Beanspruchung äquivalente Modelle sind, d. h. dass beide Modelle unter den gleichen äußeren Belastungen die gleiche Verzerrungs-, Dilatanz- und Schädigungsentwicklung aufweisen (konstanter gleicher Spannungszustand).

Danach wurde der in *Hou (2002)* beschriebene Versuch mit einem rotationssymmetrischen Prüfkörpermodell rechnerisch simuliert. Es wurde eine zwölf-tägige Schädigungsphase mit anschließender 38-tägiger Verheilungsphase angenommen. Für die Nachrechnung des TC-Versuchs ist folgende Belastungsgeschichte zugrunde gelegt worden:

- Schädigungsphase (12 Tage): $\sigma_x = 1,5 \text{ MPa} / \sigma_y = 25,5 \text{ MPa} / \sigma_z = 1,5 \text{ MPa}$
- Verheilungsphase (38 Tage): $\sigma_x = 10,0 \text{ MPa} / \sigma_y = 18,0 \text{ MPa} / \sigma_z = 10,0 \text{ MPa}$

Den Erwartungen entsprechend ergeben sich laterale kontraktive Verzerrungen durch das Verschließen der in der Schädigungsphase geöffneten Risse. Diese lateralen Verzerrungen sind vom Betrag her gleich groß, da die Lateralbelastung in beiden Richtungen gleich ist, also $\sigma_x = 10,0 \text{ MPa} = \sigma_z = 10,0 \text{ MPa}$ gilt.

Für eine Spezialisierung des Beanspruchungszustandes auf TC- und TE-Versuchsbedingungen werden in *Hou (2002)* explizit Formeln in Form einer Fallunterscheidung angegeben. Den Beanspruchungszustand generalisierend soll daher das Stoffmodell für einen beliebigen dreidimensionalen Beanspruchungszustand überprüft werden. Um zu untersuchen, wie sich die fehlende Berücksichtigung von σ_2 auf die Verzerrungen auswirkt, sobald kein TC-, TE- oder isostatischer Spannungszustand mehr vorliegt, wurde der Belastungsverlauf in der Verheilungsphase auf $\sigma_x = 10,2 \text{ MPa}$ (anstatt $\sigma_x = 10,0 \text{ MPa}$), $\sigma_y = 25,0 \text{ MPa}$ und $\sigma_z = 10,0 \text{ MPa}$ festgelegt. Es gilt also für den Beanspruchungszustand des gesamten Simulationszeitraumes:

- Schädigungsphase (TC, 12 Tage): $\sigma_x = 1,5 \text{ MPa} / \sigma_y = 25,5 \text{ MPa} / \sigma_z = 1,5 \text{ MPa}$
- Verheilungsphase (TC, 38 Tage): $\sigma_x = 10,2 \text{ MPa} / \sigma_y = 18,0 \text{ MPa} / \sigma_z = 10,0 \text{ MPa}$

Ferner gilt $\sigma_2 = \sigma_x$. Da die mittlere Hauptspannung nicht in die Verheilungspotentialfunktion nach Hou (2002) (siehe Gl. 4.32) eingeht, ist die erste Ableitung in die Richtung der mittleren Hauptspannung immer gleich Null. Die Ableitung der Potentialfunktion ist entscheidend für die Berechnung der Verzerrungsraten, denn sie bestimmt die Richtung der Verzerrungen. Außerdem bestimmt sie - abgesehen von einem Vorfaktor - die Größe der Verzerrungen. Dieser Vorfaktor hängt zwar vom Spannungszustand ab, er ist allerdings bedeutungslos, wenn die Ableitung der Verheilungspotentialfunktion gleich Null ist, da dann das Produkt aus Vorfaktor und Ableitung auch gleich Null ist. Damit ist also auch hier die Verzerrungsrate in $\sigma_2 = \sigma_x$ -Richtung gleich Null, obwohl die Belastung im beschriebenen Beispiel von $\sigma_x = 10,0 \text{ MPa}$ auf $\sigma_x = 10,2 \text{ MPa}$ erhöht wurde. Ein gleiches Ergebnis liefert die analytische Berechnung mit Hilfe der Tabellenkalkulation Excel (siehe Bild 5.2). Die verheilungsinduzierten Verzerrungen in x-Richtung (blau im Bild 5.2) haben über den Berechnungszeitraum den Zahlenwert 0, obwohl auch die in dieser Richtung gebildeten Risse aus der vorangegangenen Schädigungsphase in der nachfolgenden Verheilungsphase verschlossen werden. Dieses Ergebnis widerspricht damit den Erwartungen.

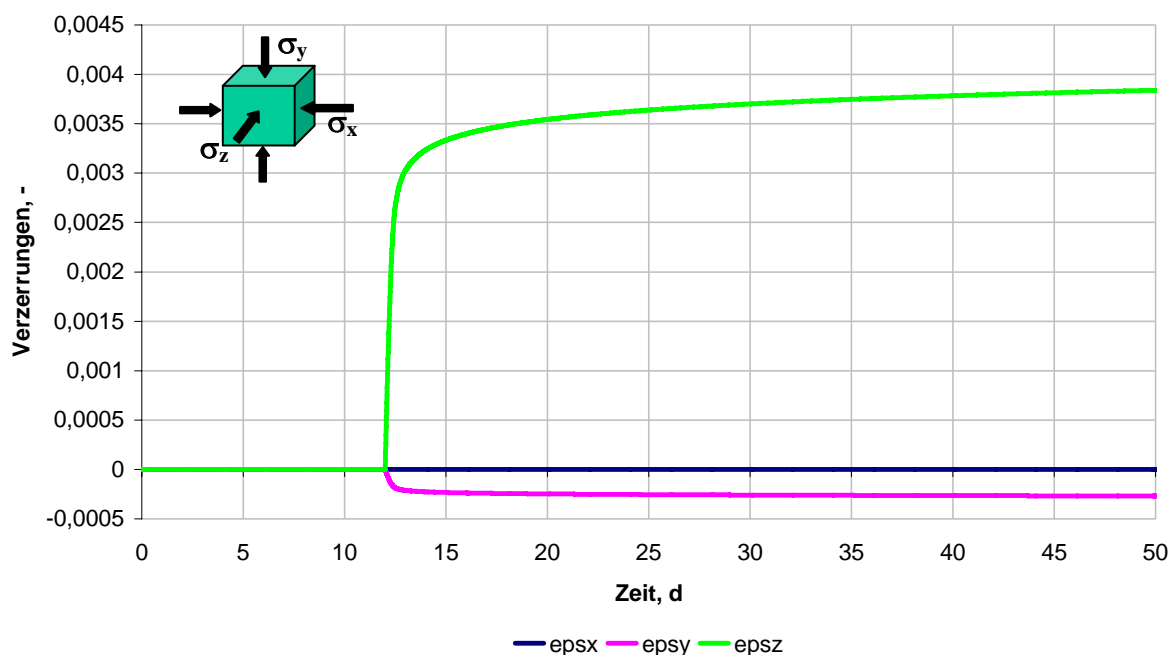


Bild 5.2: Analytisch berechnete verheilungsinduzierte Verzerrungen bei einer Verheilungsspannung von 10,2/18,0/10,0 MPa (Potentialfunktion nach Hou (2002))

Bei einem rotationssymmetrischen Prüfkörper bilden sich in einer Schädigungsphase unter TC-Belastung nach *Hou (2002)* die Rissverläufe hauptsächlich parallel zur Axialrichtung aus, d. h. es entstehen Auflockerungen und somit eine Dehnung (negatives Vorzeichen) in radialer Richtung. Vornehmlich diese schädigungsbedingte Dehnung soll in der Verheilungsphase zurückgebildet werden.

Nach der von *Hou (2002)* implementierten Verheilungspotentialfunktion ergibt sich in der Verheilungsphase in Richtung der minimalen Hauptspannung grundsätzlich eine Stauchung und in Richtung der maximalen Hauptspannung eine Dehnung. Bei einer Verheilung unter TC-Belastung ergibt sich somit eine Stauchung in Radialrichtung, denn die Richtung der minimalen Hauptspannung entspricht der Radialrichtung. Bei einer Verheilung unter TE-Belastung ist die Hauptspannung in Radialrichtung die maximale Hauptspannung, d. h. es würde in diese Richtung nach *Hou (2002)* sogar eine Dehnung berechnet werden, obwohl normal zu den Auflockerungen eine starke Druckspannung ausgeübt wird. Dieses Verhalten widerspricht den Erkenntnissen aus der Durchführung und Auswertung von zahlreichen Versuchen und erscheint auch physikalisch nicht sinnvoll. Das beschriebene Phänomen lässt sich auch durch eine analytische Rechnung zeigen. Als Berechnungsbeispiel wurde die Beanspruchung für den Schädigungs- und Verheilungsversuch unter TE-Versuchsbedingungen wie folgt festgelegt:

- Schädigungsphase (TC): $\sigma_x = 1,5 \text{ MPa} / \sigma_y = 25,5 \text{ MPa} / \sigma_z = 1,5 \text{ MPa}$
- Verheilungsphase (TE): $\sigma_x = 18,0 \text{ MPa} / \sigma_y = 10,0 \text{ MPa} / \sigma_z = 18,0 \text{ MPa}$

Bild 5.3 zeigt die verheilungsinduzierten Verzerrungen für den beschriebenen Versuch unter TE-Belastungsbedingungen in der Verheilungsphase. Durch die TC-Beanspruchung in der Schädigungsphase haben sich Risse parallel zu der y-Richtung gebildet, der Würfel wurde in den lateralen Richtungen x und y gedehnt. Aufgrund der vorhandenen größeren lateralen Beanspruchungen $\sigma_x = 18,0 \text{ MPa} > \sigma_y = 10,0 \text{ MPa} < \sigma_z = 18,0 \text{ MPa}$ müssen zuerst die entstandenen Risse in y-Richtung verschlossen werden. Daher wird eine laterale Stauchung des Würfels in x- und z-Richtung erwartet. Aus Bild 5.3 ist allerdings im Gegensatz zu dieser Erwartung eine laterale Dehnung abzulesen (grün in Bild 5.3). Die y-Richtung entspricht im rotationssymmetrisch belasteten Prüfkörper-Modell der Axialrichtung, während die x- und die z-Richtung den Radialrichtungen entsprechen. In axialer Richtung wird eine Stauchung berechnet, die aufgrund der in der Verheilungsphase aufgetragenen TE-Beanspruchung ebenfalls nicht erwartet wird.

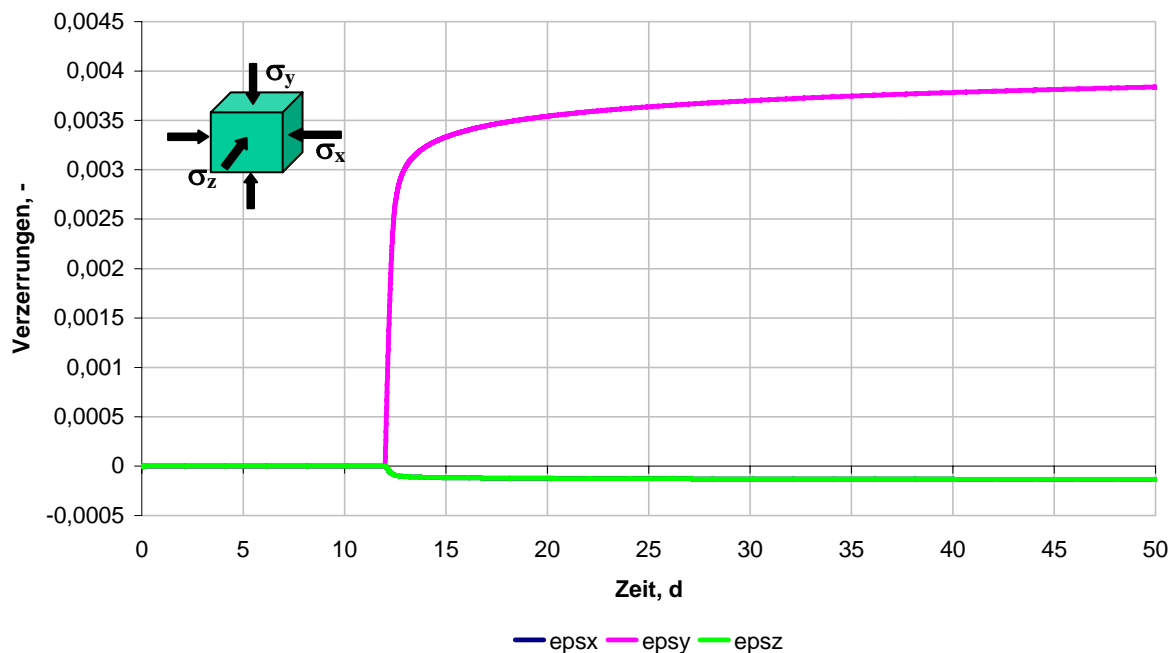


Bild 5.3: Analytisch berechnete verheilungsinduzierte Verzerrungen bei einer Verheilungsspannung von 18/10/18 MPa (Potentialfunktion nach Hou (2002))

5.2 Interpretation der Ergebnisse

Die analytische Untersuchung der mechanischen Wirkung der von Hou (2002) vorgeschlagenen Verheilungspotentialfunktion hat gezeigt, dass eine von TC- und TE-Bedingungen abweichende Belastung physikalisch nicht korrekt nachgebildet werden kann, da deren Ableitung immer identisch Null ist. Ursache für diesen Mangel ist die bei dem vorhandenen Ansatz unberücksichtigte Spannung σ_2 .

Des Weiteren hat die analytische Untersuchung ergeben, dass in der Verheilungspotentialfunktion die Spannungen nicht von vornherein eine bestimmte Reihenfolge haben dürfen (z. B. σ_1 , σ_2 und σ_3). Stattdessen müssen die Spannungen in Abhängigkeit der Rissgeometrie sortiert werden, da sich sonst die entsprechend der Belastungsvorgeschichte zwangsweise einstellenden Verzerrungen rechnerisch nicht mehr zutreffend abbilden lassen und physikalisch unsinnige Ergebnisse erhalten werden.

Es konnte gezeigt werden, dass der derzeit verwendete und aus der internationalen Literatur übernommene Verheilungsansatz in der vorliegenden Form nicht geeignet ist, abgesehen von Sonderfällen die Richtung der verheilungsinduzierten Verzerrungen korrekt zu erfassen.

5.3 Aktueller Stand der internationalen Forschung in Bezug auf die Verheilung von Steinsalz

Ausgehend von den von *Chan et al. (1998)* formulierten Grundlagen zum Stoffmodell mit Schädigung (MCDF) ist zunächst das Stoffmodell *Hou/Lux* abgeleitet worden, das dann in der weiteren Arbeit um einen Verheilungsansatz erweitert wurde, *Hou (2002)*. Dieses Stoffmodell ist in den vorangehenden Abschnitten beschrieben worden.

Da aber noch erhebliche Defizite in dem von *Hou (2002)* vorgeschlagenen Verheilungsansatz festgestellt worden sind, wurde untersucht, wie die amerikanische Forschung auf dem Themengebiet vorangegangen ist. Nach einer Literaturrecherche auf dem Gebiet der Verheilung von Salzgestein unter besonderer Berücksichtigung der Forschergruppe *Chan, Fossum* und *Munson* wurde deutlich, dass keine Veröffentlichungen nach 1999 von dieser Gruppe verfügbar sind. Auch im deutschsprachigen Raum bzw. europäischen Raum sind keine Veröffentlichungen auf diesem Themengebiet bekannt.

Durch eine persönliche Nachfrage bei *Chan (2004)* und *Fossum (2004)* wurden folgende neue Informationen bekannt:

- Nach Aussage von *Fossum (2004)* wurden bei den *Sandia National Laboratories* die Forschungsarbeiten bezüglich der Verheilung eingestellt.
- Nach Aussage von *Chan (2004)* wurden die Arbeiten bezüglich der Verheilung im Steinsalz eingestellt mit der Entscheidung der US-Regierung, dass die *WIPP-Site* für den Betrieb geeignet und sicher sei. Der Verheilungsansatz wurde nur anhand von numerischen Berechnungen durch Vergleiche mit Prüfkörpern validiert, nicht aber in den FE-Code des MDCF-Stoffmodells implementiert. D.h., es stehen keine Validationsberechnungen mit dem Verheilungsansatz von *Chan et al. (1998)* zur Verfügung. *Munson* als weiterer maßgebender Mitarbeiter der Gruppe wurde vor ein paar Jahren pensioniert. Insgesamt sind keine neuen Forschungsergebnisse dieser Gruppe zu erwarten.

Da national wie international die Forschung bezüglich der Verheilung im Salzgestein noch keine Lösungsvorschläge für die gefundenen Defizite hervorbrachte, ist eine Neuentwicklung des Stoffmodellansatzes unumgänglich geworden.

6 Herleitung des phs-Stoffmodellansatzes zur Quantifizierung der Verheilung im Salzgestein

Der endgültigen Herleitung des phs-Stoffmodellansatzes zur Quantifizierung der Verheilung im Steinsalz sind zahlreiche Validierungsberechnungen vorausgegangen. Diese Berechnungen wurden teils an einem idealisierten, frei gelagerten und allseitig frei verformbaren zylindrischen Vollprüfkörper in Anlehnung an *Hou (2002)* mit dem FE-Programm *MISES3* unter Bezugnahme auf neueste Laborversuche von *Düsterloh (2003, 2004, 2005)* numerisch durchgeführt, teils wurden zur Abschätzung benötigter, laborativ noch nicht verfügbarer Parameter auch Berechnungen mittels eines *Excel*-Tabellenblattes durchgeführt. Die mathematisch korrekte Herleitung und programmtechnische Implementierung wurde von *Wolters in Lux et al. (2006)* durchgeführt. Die umfangreichen Untersuchungen führten letztendlich zur Herleitung

- einer neuen Potentialfunktion und
- zu zwei neuen Funktionen, die jeweils die Dilatanzabnahme und die Schädigungsabnahme beschreiben.

Außerdem wurden drei Phasen für den Verheilungsprozess qualitativ beschrieben und durch Parameter quantifiziert.

6.1 Herleitung einer geeigneten Potentialfunktion

Bei der Entwicklung einer neuen Verheilungs-Potentialfunktion ist besonderer Wert darauf gelegt worden, dass zunächst grundsätzlich alle mit analytischen Methoden bearbeitbaren Beispiele physikalisch plausible Ergebnisse liefern. Dazu mussten zunächst die inzwischen bekannten Defizite der Verheilungspotentialfunktion nach *Hou (2002)* beseitigt werden, d. h. sowohl alle drei Spannungsrichtungen wie auch die aus dem vorlaufenden Schädigungsprozess vorhandenen Rissgeometrie sind in der Potentialfunktion zu berücksichtigen. Im Gegensatz zu den beiden vorhergehenden Ansätzen sollte allerdings auf Fallunterscheidungen so weit wie möglich verzichtet werden, da die Funktion dadurch an Übersichtlichkeit verlieren würde. Es hat sich auch als sinnvoll erwiesen, anstatt der Potentialfunktion selbst direkt deren Ableitungen zu betrachten, da diese entscheidend für die Berechnung der Verzerrungen sind. Die Potentialfunktion selbst hat ohne ihre Ableitungen keinen Nutzen, da sie im Stoffmodell *Hou/Lux* nicht explizit enthalten ist. Sie kann bei Bedarf aus den Ableitungen später durch Integration erhalten werden, sofern die Ableitungen noch in einem geschlossenen Ausdruck integrierbar sind.

Bei der Entwicklung der Potentialfunktion bzw. dann nunmehr deren Ableitungen wurde zunächst Wert darauf gelegt, dass alle Spannungsrichtungen berücksichtigt werden. Da die Potentialfunktion nach *Chan et al. (1998)* dieses Kriterium erfüllt, wurde sie als Grundlage dieser neuen Potentialfunktion gewählt. Sie hat folgende Form:

$$Q = \frac{1-a_{14}}{3} \cdot \sigma_1 + \frac{1}{3} \cdot \sigma_2 + \frac{1}{3} \cdot \sigma_3 \quad (6.1)$$

Die neue Potentialfunktion sollte allerdings – um auch die Berechnung einer TC-Schädigung mit anschließender TE-Verheilung zu ermöglichen – nicht explizit die Hauptspannungen enthalten, sondern die Spannungskomponenten, welche parallel und normal zu den Hauptrichtungen der Risse wirken. Damit ergibt sich folgende Formulierung:

$$Q = \frac{1-a_{14}}{3} \cdot \sigma^{\parallel} + \frac{1}{3} \cdot \sigma^{\perp_1} + \frac{1}{3} \cdot \sigma^{\perp_2} \quad (6.2)$$

Die Ableitungen der Potentialfunktion nach den Spannungskomponenten haben damit die Form:

$$\frac{\partial Q}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{1-a_{14}}{3} \cdot \frac{\partial \sigma^{\parallel}}{\partial \sigma_{ij}} + \frac{1}{3} \cdot \frac{\partial \sigma^{\perp_1}}{\partial \sigma_{ij}} + \frac{1}{3} \cdot \frac{\partial \sigma^{\perp_2}}{\partial \sigma_{ij}} \quad (6.3)$$

Da die einzelnen Ableitungen der Spannungen unabhängig von σ_{ij} sind, kann diese Funktion keine physikalisch korrekten Werte liefern, wenn z. B. in x-Richtung die Belastung geringfügig höher ist als in z-Richtung. Als Verifikationsbeispiel wurde hier eine zwölf-tägige Schädigungsphase mit anschließender 38-tägiger Verheilungsphase analytisch am Würfel-Modell berechnet. Die Beanspruchung in der Schädigungsphase beträgt $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 1,5/25,5/1,5$ MPa. In der Verheilungsphase beträgt die Beanspruchung $\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z = 10,2/18,0/10,0$ MPa. Bei einer Berechnung mit der Potentialfunktionsableitung Gl. (6.3) hat sich ergeben, dass die Stauchungsraten in x- und in z-Richtung den gleichen Betrag haben. Aus diesem Grund werden in der Potentialfunktionsableitung nicht nur die Ableitungen nach den Spannungskomponenten, sondern auch die Spannungskomponenten selbst in einer normierten Form berücksichtigt. Die neue Formulierung ergibt sich dann zu:

$$\frac{\partial Q}{\partial \sigma_{ij}} = \left(\frac{1-a_{14}}{3} \cdot \sigma^{\parallel} \cdot \frac{\partial \sigma^{\parallel}}{\partial \sigma_{ij}} + \frac{1}{3} \cdot \sigma^{\perp_1} \cdot \frac{\partial \sigma^{\perp_1}}{\partial \sigma_{ij}} + \frac{1}{3} \cdot \sigma^{\perp_2} \cdot \frac{\partial \sigma^{\perp_2}}{\partial \sigma_{ij}} \right) \cdot \frac{1}{\sigma_m} \quad (6.4a)$$

Die mittlere Spannung $\sigma_m = \frac{\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z}{3}$ ist hier ein Normierungsterm, der dafür sorgt, dass die Verzerrungen sich in ihrer Größenordnung kaum von den Berechnungsergebnissen von *Hou (2002)* unterscheiden.

Das Problem der Potentialfunktionsableitung entsprechend Gl. (6.3) besteht nun darin, dass die berechneten verheilungsinduzierten Verzerrungen bisher nur für den Fall einer TC-Schädigungsphase physikalisch sinnvoll sind. Im Hinblick auf die Erweiterung für beliebige 3D-Spannungszustände muss zusätzlich ein weiterer Parameter eingeführt werden, der als „Rissgeometriewinkel θ_R “ bezeichnet werden soll und der sich für das betrachtete Gesteins-element aus der jeweiligen vorangegangenen Belastungsgeschichte ergibt. Die Potentialfunktionsableitung ergibt sich damit zu:

$$\begin{aligned} \frac{\partial Q}{\partial \sigma_{ij}} = & \left(\left(\frac{1 - a_{14}}{3} - \frac{\theta_R + \frac{\pi}{6}}{\frac{\pi}{3}} \cdot \frac{1 - a_{14}}{6} \right) \cdot \sigma^{\parallel} \cdot \frac{\partial \sigma^{\parallel}}{\partial \sigma_{ij}} + \left(\frac{1}{3} + \frac{\theta_R + \frac{\pi}{6}}{\frac{\pi}{3}} \cdot \frac{1}{3} \right) \cdot \sigma^{\perp_2} \cdot \frac{\partial \sigma^{\perp_2}}{\partial \sigma_{ij}} + \right. \\ & \left. + \left(\frac{1}{3} + \frac{\theta_R + \frac{\pi}{6}}{\frac{\pi}{3}} \cdot \left(\frac{1 - a_{14}}{6} - \frac{1}{3} \right) \right) \cdot \sigma^{\perp_1} \cdot \frac{\partial \sigma^{\perp_1}}{\partial \sigma_{ij}} \right) \cdot \frac{1}{\sigma_m} \end{aligned} \quad (6.4b)$$

Der Rissgeometriewinkel ist als ein Analogon zum *Lode*-Winkel anzusehen. Er berechnet sich allerdings aus den aktuell vorhandenen Verzerrungen anstatt aus den Spannungen. Bei einer TC-Schädigungsbeanspruchung ergibt sich für den Rissgeometriewinkel ein Wert von $\theta_R = -30^\circ$, während für eine TE-Schädigungsbeanspruchung ein Wert von $\theta_R = +30^\circ$ folgt.

Der Rissgeometriewinkel θ_R wird analog zu Gl. (6.4c) berechnet, die für die Ermittlung des Lodewinkels θ gilt:

$$\theta = \frac{1}{3} \arccos \left(\frac{-3\sqrt{3} \cdot I_3}{2(\sqrt{I_2})^3} \right) + \frac{\pi}{6} \quad \theta \text{ in rad} \quad (6.4c)$$

Allerdings werden in diesem Fall anstelle der Invarianten des Spannungstensors I_2 und I_3 die entsprechenden Invarianten des Verzerrungstensors eingesetzt. Die einzelnen Koordinatenverzerrungen sind jeweils die Summe der schädigungsinduzierten und der verheilungsinduzierten Verzerrungskomponenten.

Die Anwendung dieses Ansatzes zeigt, dass sich mit Gl. (6.4b) am Gesteinselement (Würfel-Modell) fast alle Verifikationsbeispiele analytisch berechnen lassen. Es besteht allerdings noch das Problem, dass in der Verheilungsphase bei einer größeren Spannung σ^{\parallel} (parallel zu

der Hauptrissrichtung) physikalisch eine kleinere Dehnung in Richtung der Risse zu erwarten ist. Hier nicht weiter vorgestellte Berechnungen haben allerdings gezeigt, dass sich rechnerisch eine größere Dehnung in Rissrichtung ergibt. Daher wurde die Funktion noch weiter modifiziert, so dass auch dieses Defizit beseitigt wird. Es folgen die Gleichungen (6.5a) und (6.5b):

$$\begin{aligned} \frac{\partial Q}{\partial \sigma_{ij}} = & \left(\left(\frac{1-a_{14}}{3} - \frac{\theta_R + \frac{\pi}{6}}{\frac{\pi}{3}} \cdot \frac{1-a_{14}}{6} \right) \cdot \frac{(\sigma_m)^2}{\sigma^{\parallel}} \cdot \frac{\partial \sigma^{\parallel}}{\partial \sigma_{ij}} + \left(\frac{1}{3} + \frac{\theta_R + \frac{\pi}{6}}{\frac{\pi}{3}} \cdot \frac{1}{3} \right) \cdot \sigma^{\perp_2} \cdot \frac{\partial \sigma^{\perp_2}}{\partial \sigma_{ij}} + \right. \\ & \left. + \left(\frac{1}{3} \cdot \sigma^{\perp_1} + \frac{\theta_R + \frac{\pi}{6}}{\frac{\pi}{3}} \cdot \left(\frac{1-a_{14}}{6} \cdot \frac{(\sigma_m)^2}{\sigma^{\perp_1}} - \frac{1}{3} \cdot \sigma^{\perp_1} \right) \right) \cdot \frac{\partial \sigma^{\perp_1}}{\partial \sigma_{ij}} \right) \cdot \frac{1}{\sigma_m \cdot N} \end{aligned} \quad (6.5a)$$

Um für die in *Hou (2002)* betrachteten Belastungsgeschichten eine verbesserte Anpassung der Berechnungsergebnisse bei Ansatz der neuen Potentialfunktion an die Berechnungsergebnisse unter Verwendung der Potentialfunktion nach *Hou* zu erreichen, ist in Gl. (6.5a) in Ergänzung zu Gl. (6.4) zusätzlich ein Normierungsfaktor N in folgender Form berücksichtigt worden:

$$\begin{aligned} N = & \left(\left(\frac{1-a_{14}}{3} - \frac{\theta_R + \frac{\pi}{6}}{\frac{\pi}{3}} \cdot \frac{1-a_{14}}{6} \right) \cdot \frac{(\sigma_m)^2}{\sigma^{\parallel}} + \left(\frac{1}{3} + \frac{\theta_R + \frac{\pi}{6}}{\frac{\pi}{3}} \cdot \frac{1}{3} \right) \cdot \sigma^{\perp_2} + \right. \\ & \left. + \left(\frac{1}{3} \cdot \sigma^{\perp_1} + \frac{\theta_R + \frac{\pi}{6}}{\frac{\pi}{3}} \cdot \left(\frac{1-a_{14}}{6} \cdot \frac{(\sigma_m)^2}{\sigma^{\perp_1}} - \frac{1}{3} \cdot \sigma^{\perp_1} \right) \right) \right) \cdot \frac{1}{\sigma_m \cdot \left(1 - \frac{a_{14}}{3} \right)} \end{aligned} \quad (6.5b)$$

Aufbauend auf der neu entwickelten Potentialfunktion bzw. ihren Ableitungen sind die stoffmodellbestimmenden Gleichungen für die Dilatanz- und Schädigungsabnahme ebenfalls neu formuliert worden. Der insgesamt neu entwickelte Verheilungsansatz wird phs-Verheilungsansatz genannt (phs, **p**hysical **h**ealing in **s**alt).

6.2 Der phs-Verheilungsansatz im Stoffmodell *Hou/Lux*

6.2.1 Ableitung einer neuen Gleichung zur Beschreibung der Dilatanzrückbildung

Zur Formulierung einer Beziehung für die Schädigungsrückbildung erscheint es aufgrund der laborativen Befunde zweckmäßig, zunächst einen Ansatz für die Beschreibung der Dilatanzrückbildung zu entwickeln. Daher soll hier auch zuerst auf die Ableitung einer neuen Gleichung zur Beschreibung der Dilatanzrückbildung eingegangen werden.

Anhand der im vorigen Abschnitt beschriebenen analytischen Berechnungen konnte gezeigt werden, dass das bisher verwendete Verheilungsmodell nicht geeignet ist, aus Laborversuchen erhaltene Messkurven für den Verlauf der Dilatanz unter Verheilungsbeanspruchung nachzurechnen. *Düsterloh (2005)* erreichte trotz des üblichen Verfahrens der Parameterbestimmung bei der rechnerischen Back-Analysis keine befriedigende Übereinstimmung zwischen der aus dem Laborversuch erhaltenen Versuchskurve und dem unter Verwendung des Stoffmodells und der Materialparameter rechnerisch ermittelten Kurvenverlauf. Das Modellierungsinstrumentarium offenbarte damit noch schwerwiegende Defizite.

Bei der systematischen Auswertung der Laborversuche und später bei der numerischen Berechnung wurden im Wesentlichen zwei wichtige Erkenntnisse gewonnen, die im Gegensatz zu den Aussagen bzw. Annahmen des bislang verwendeten und auf die Arbeit von *Hou (2002)* zurückgehenden Modellansatzes stehen:

- Die negative Steigung der Kurve in der Verheilungsphase (im Ansatz von *Hou* entsprechend der dortigen zweiten Phase) ist nicht von der Fließfunktion F^h abhängig. Es konnte auch keine Abhängigkeit allein von der Minimal-, der Maximal- oder der Deviatorspannung nachgewiesen werden.
- Die Beanspruchungsänderung ist nur für die Rissschließungsphase (im Ansatz von *Hou* entsprechend der dortigen ersten Phase) von Bedeutung, d. h. je nach Höhe der Radialbeanspruchung $\sigma_2 = \sigma_3$ wird ein höheres bzw. niedrigeres Niveau der verbleibenden Dilatanz ε_{vol} zu dem Zeitpunkt erreicht, zu dem die Rissschließungsphase endet und die Verheilungsphase beginnt.

Die Gleichungen zur Beschreibung des Dilatanzrückgangs und für die Fließfunktion ergeben sich entsprechend *Hou (2002)* zu:

(a) Dilatanzrückbildung (Verheilung):

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^h = - \frac{\varepsilon_{vol}}{a_{11} + a_{12} \exp(a_{13} \cdot \varepsilon_{vol})} \left\langle \frac{F^h}{F^*} \right\rangle \frac{\partial Q^h}{\partial \sigma_{ij}} \quad (6.6)$$

mit

ε_{vol} Dilatanz im laufenden Versuch gemessen, -

a_{11} Materialparameter, s oder d

a_{12} Materialparameter, s oder d

a_{13} Materialparameter, -

$\langle x \rangle = 0$, bei $x \leq 0$; $\langle x \rangle = x$, bei $x > 0$

F^* Normierungsfaktor, 1 MPa

Q^h Potentialfunktion Q^h nach *Wolters*

(b) Fließfunktion für die Verheilung:

$$F^h = \frac{2}{3} \sigma_3 + \frac{2}{3 a_5} \ln \left(\frac{a_6 - \sigma_v}{a_6} \right) \quad (6.7)$$

mit

σ_3 minimale Hauptspannung, MPa

a_5 Materialparameter, 1/MPa

a_6 Materialparameter, MPa

σ_v Vergleichsspannung, MPa

Nach dem Ansatz von *Hou* werden die beiden Mechanismen Risssschließung und Rissverheilung über den Parameter a_{13} miteinander verbunden. Die Risssschließung und die Rissverheilung laufen parallel ab. Je nach Größe der Dilatanz ist der zweite Term mit dem Parameter a_{12} im Nenner von Gl. (6.6) aber zu vernachlässigen. Der gesamte Vorfaktor bestimmt nicht die Richtung der verheilungsinduzierten Verzerrungen. Hierfür ist allein die Ableitung der Potentialfunktion Q verantwortlich. Die Größe der Spannungskomponenten hat nach *Hou (2002)* über die Fließfunktion F^h ebenfalls deutlichen Einfluss auf die Größe des Dilatanzrückgangs. Bei der Auswertung zahlreicher Laborversuche hat *Düsterloh (2003, 2004, 2005)* herausgearbeitet, dass die zweite Phase unabhängig von der Minimal- bzw. der Deviatorspannung abläuft. Dies steht im Widerspruch zu dem von *Hou* entwickelten Instrumentarium.

Prüfkörper, h/d, mm	Lastrate, MPa/Zeit- einheit	Beanspruchung, axial/radial, MPa	Dilatanzabnahme in in der Phase 2, ‰/min	Versuchsdauer, min
180/90	1/min	30/25	3,5 ‰/10000	10000
300/150	1/min	30/29,5	2,0 ‰/10000	10000
300/150	1/min	30/25	3,5 ‰/10000	10000
300/150	1/min	30/20	3,0 ‰/10000	10000
300/150	1/min	30/15	2,5 ‰/10000	10000
300/150	1/min	30/10	2,0 ‰/10000	10000
300/150	1/min	30/15	2,2 ‰/10000	10000
300/150	1/min	30/29,5	4,5 ‰/10000	10000
300/150	1/d	30/29,5	0,3 ‰/28800	28800

Tabelle 6.1: Gegenüberstellung der Ergebnisse der Laborversuche

Tabelle 6.1 zeigt, dass unabhängig von den Deviatorspannungen und den Minimalspannungen bei den Kurzzeitversuchen in der Größenordnung ähnliche Raten des Dilatanrückgangs für die Rissschließungsphase 2 abgelesen werden können. Gleichwohl ist aber eine Beanspruchungsabhängigkeit zu erwarten, denn je nach Beanspruchungszustand muss die Rissschließungsphase 2 schneller bzw. langsamer erfolgen. Bei einem isotropen Beanspruchungszustand von $\sigma_1 = \sigma_{2,3} = 1$ MPa ist eine nur sehr langsame Rissschließung zu erwarten, bei einem Beanspruchungszustand von $\sigma_1 = \sigma_{2,3} = 30$ MPa hingegen eine deutlich schnellere Rissschließung. Dieser Sachverhalt muss bei der Modellierung in der Rissschließungsphase 2 berücksichtigt werden.

In einem ersten Ansatz wird diese augenscheinliche Abhängigkeit über die erste Invariante I_1 erfasst, da anhand der Laborversuche nicht eindeutig auf eine Abhängigkeit vom Deviator oder der Minimalspannung geschlossen werden konnte. Eine Abhängigkeit allein von der Maximalspannung kann ausgeschlossen werden. Aus Gründen der Plausibilität und aus Messbefunden ist zu erwarten, dass ein Prüfkörper am besten dann verheilt, wenn der Beanspruchungszustand auf einem hohen Beanspruchungsniveau isotrop ist. Bei hohen Axialspannungen (Maximalspannungen) und kleinen Radialspannungen (Minimalspannungen) ist eine Verheilung dagegen nicht oder nur sehr langsam möglich.

Daher muss ein neuer Ansatz zur Beschreibung des Dilatanrückgangs gefunden werden, der die Rissschließung wie auch die Rissverheilung phänomenologisch zutreffend charakterisiert und auch zahlenmäßig zutreffend beschreiben kann.

Die Ableitung der Potentialfunktion ist zwar vom Beanspruchungszustand σ_i abhängig, gibt aber im Grundsatz nur die entsprechenden Richtungen der Verzerrungen vor. Sie bestimmt dagegen nicht signifikant deren quantitative Größe. Daher sind die Abweichungen bei der Back-Analysis der Laborversuche nicht in der Ableitung der Potentialfunktion Q zu suchen, sondern in dem Vorfaktor.

Bild 6.1 zeigt, dass der Dilatanzverlauf nicht linear verläuft, weder in der Risssschließungs-, noch in der Verheilungsphase. Von *Hou (2002)* wurde vorgeschlagen, die Ordinate mit ε_{vol} logarithmisch darzustellen, wobei sich dann der Kurvenverlauf von ε_{vol} als Gerade darstellen lässt, weil der funktionelle Verlauf des Dilatanzrückgangs angenähert dem Verlauf einer Exponentialfunktion entspricht.

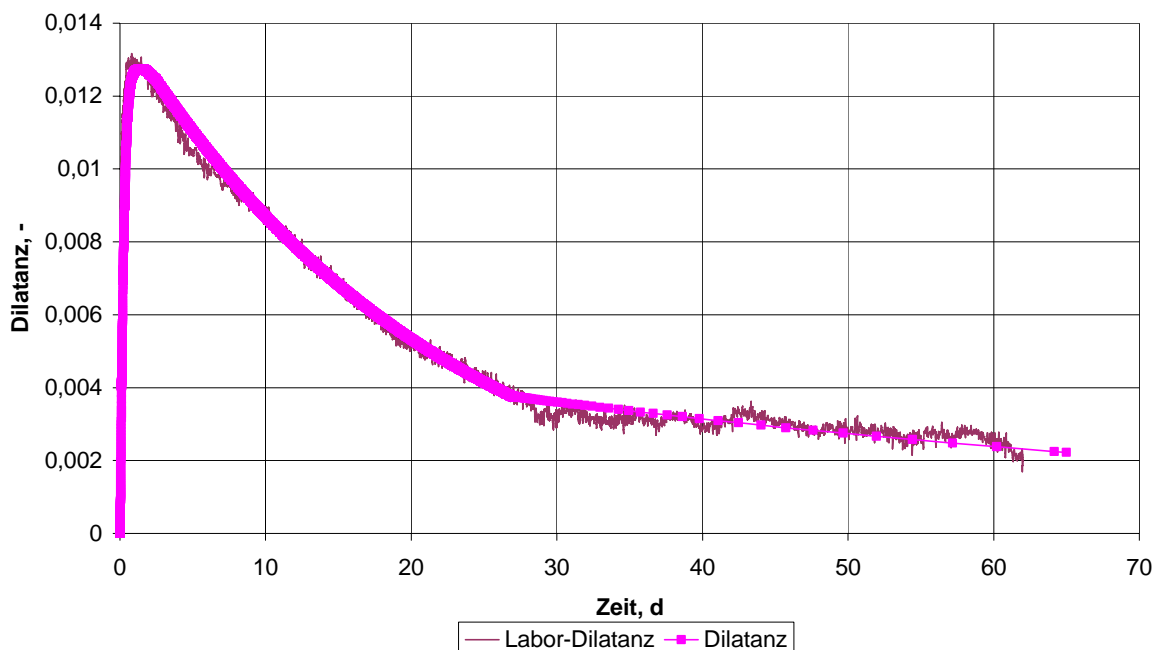


Bild 6.1: Zeitlicher Verlauf der Dilatanz in der Schädigungs- und Verheilungsphase, Versuch 289

Am Beispiel eines Langzeitversuchs (Versuch 289) über die Versuchsdauer von $t = 62,5$ d ist aus Bild 6.2 zu ersehen, dass bei logarithmischer Darstellung der Dilatanz ε_{vol} der Zeitverlauf der Risssschließungs- und Verheilungsphase jeweils gut durch eine Gerade approximiert werden kann.

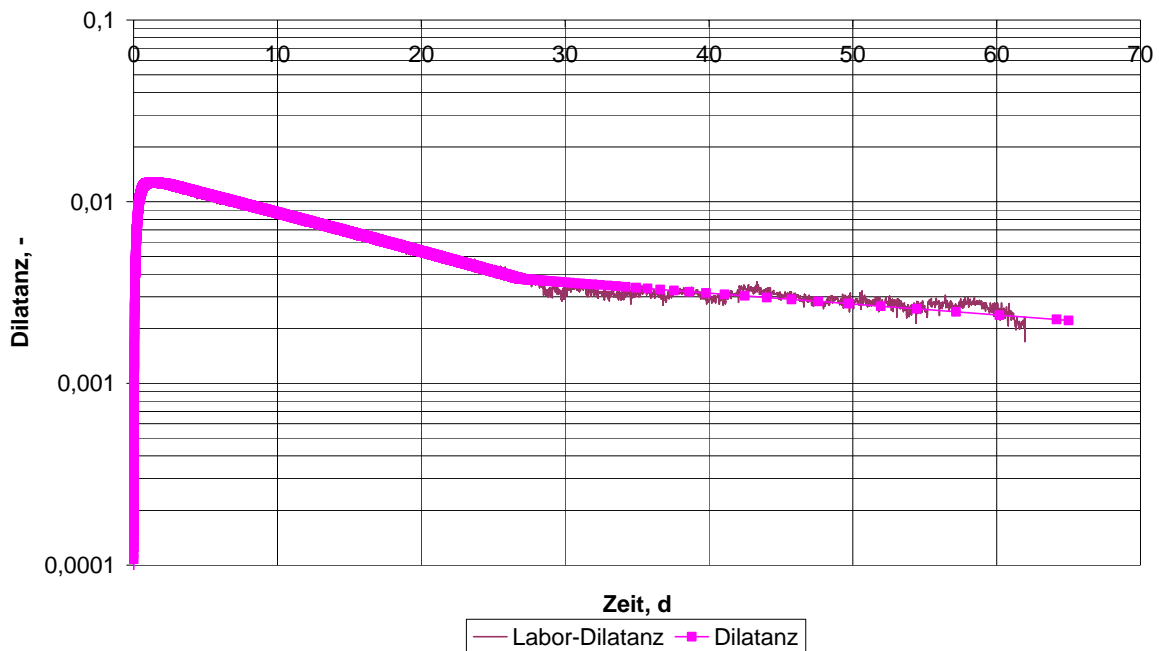


Bild 6.2: Zeitliche Dilatanzentwicklung in halblogarithmischer Darstellung (Zeit linear), Versuch 289

Dabei ergibt sich allerdings die Frage, über welche Zeiträume die Versuche durchzuführen sind, um einen abgerundeten Eindruck von den Rissrückbildungsprozessen zu erhalten. Dazu wurde der Versuch 307 durchgeführt, dessen Ergebnisse in Bild 6.3 aufgetragen sind. Dieser Versuch lief über eine Dauer von $t = 196$ d.

Bild 6.3 zeigt einen nunmehr als dreiphasig anzusehenden Ablauf in der Dilatanzabnahme wie auch beim Schädigungsrückgang. Es scheint, dass aufgrund der deutlich kürzeren Zeitdauer im Laborversuch Nr. 289 die dritte Phase in diesem Versuch noch nicht zu erkennen ist.

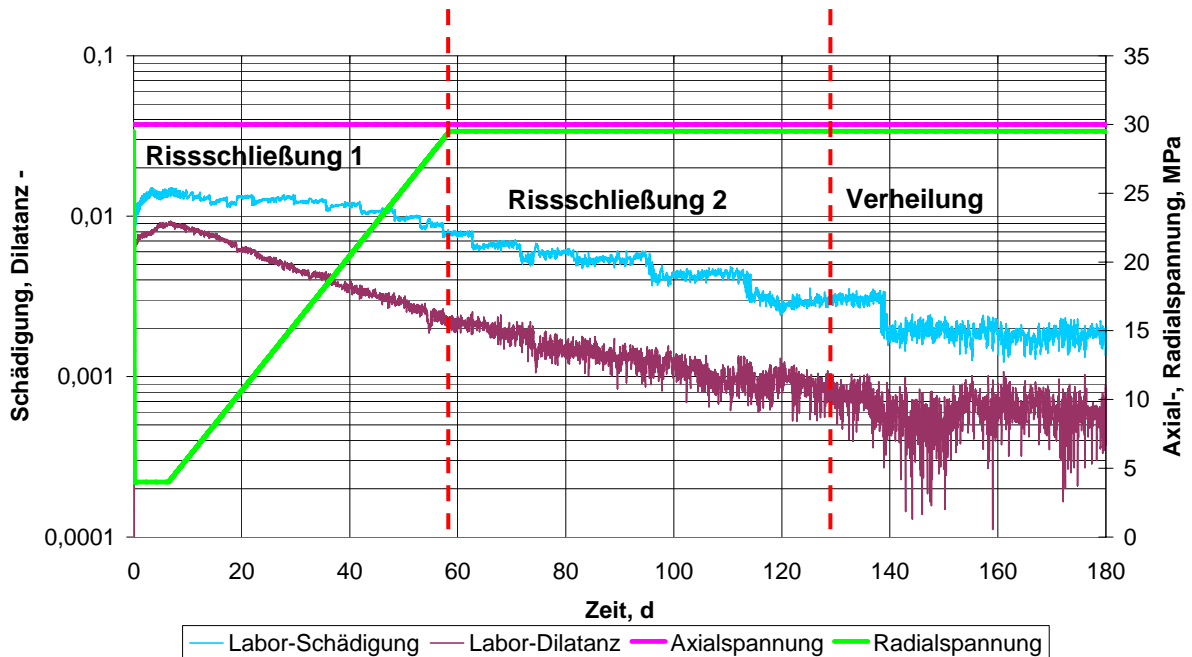


Bild 6.3: Zeitlicher Verlauf der Schädigungs- und Dilatanzrückbildung sowie der Beanspruchung, halblogarithmische Darstellung der Labordaten, Laborversuch 307

Die drei Phasen lassen sich wie folgt charakterisieren:

- (1) Rissschließungsphase 1: Die sekundären Porenräume (integral = Dilatanz) werden in der Rissschließungsphase 1 durch den ablaufenden Anstieg der Mantelspannung (= Anhebung der Minimalspannung) relativ schnell rückgebildet, wobei die Schließrate (Kompaktionsrate) von der schädigungsrückbildenden Belastungsrate direkt abhängt. Die Rissschließungsphase 1 wird auch *fissure closing* genannt (fc). In dieser Phase erfolgt proportional zur Verminderung der deviatorischen Beanspruchung bzw. des Aufbaus der isotropen Beanspruchung der absolute größte Anteil der Schädigungsrückbildung.
- (2) Rissschließungsphase 2: Die nach der Phase 1 noch verbleibenden offenen Risse/Poren werden unter den einwirkenden, nunmehr aber konstanten Spannungskomponenten weiterhin verschlossen, in der Intensität allerdings deutlich langsamer als in der Rissschließungsphase 1. Vergleiche zwischen Kurz- und Langzeitversuchen bei unterschiedlichen Deviatorspannungen haben insgesamt keine Abhängigkeit von der Minimalspannung gezeigt (vgl. Tab. 6.1). Da der Rissschließungsphase 2 physikalisch der Mechanismus von viskoplastisch dominierten Rückbildungen noch geöffneter (restlicher) Risse bzw. Poren zugeordnet wird, sollte die Schädigungsrückbildungsrate in dieser Phase vom Beanspruchungsniveau, das eine Schädigungsrückbildung bewirkt, abhängig sein. Aus diesem

Grund wird eine Beanspruchungsabhängigkeit von der ersten Spannungsinvariante I_1 unterstellt. Die Risssschließungsphase 2 wird auch *fissure sealing* genannt (fs).

- (3) Risssschließungsphase 3: Die dritte Phase wird als die eigentliche Verheilungsphase angesehen. Die Dilatanz- bzw. Schädigungsrückbildungsrate ist nur noch relativ gering. In dieser Phase erfolgen Gefügeumwandlungen (Rekristallisation). Insgesamt wird durch diese Vorgänge ein nur noch sehr kleines Poren-/Rissvolumen zurückgebildet. Die dritte Phase ist nur bei sehr langen Versuchen mit Versuchszeiten in der Größenordnung von $t \approx 200$ d überhaupt deutlich zu erkennen und setzt nach bisherigem Kenntnisstand bei einer verbleibenden Dilatanz von weniger als $\varepsilon_{\text{vol}} < 0,0007$ (0,7 ‰) ein. Die Risssschließungsphase 3 wird auch *fissure healing* genannt (fh).

In Bild 6.3 ist zusätzlich zum Verlauf der Dilatanz noch der Verlauf der Schädigung aufgetragen. Aus der Schädigungsrückbildung ist der vorstehend skizzierte dreiphasige Verlauf nur schwer zu erkennen. Insbesondere im Anfangsbereich erscheint die Schädigungsrückbildungsrate relativ gering. Als zentrales Element für ein Verheilungsmodell wird im Folgenden daher die Beschreibung des zeitabhängigen Dilatanzrückgangs angesehen. Für die Rückbildung der Schädigungen wird dann ein äquivalenter Ansatz formuliert.

Als Basis für die Ermittlung einer Funktion zur Beschreibung des Dilatanzrückgangs wird die Auftragung der Versuchsdaten mit logarithmischer Einteilung der Ordinate verwendet. Aus Bild 6.3 ist zu erkennen, dass der Dilatanzverlauf in jeder der drei Phasen linear approximiert werden kann. Daraus folgt, dass mit je einer Funktion f vom Typ $f(t) = a \cdot e^{-bt}$ (mit a und b als Freiwerten) die angenähert linearen Kurvenverläufe in den drei Phasen im halblogarithmischen Diagramm beschrieben werden können (je Phase ein Geradenabschnitt). Da die Funktion $f(t) = a \cdot e^{-bt}$ als Lösung der Differentialgleichung $\dot{f}(t) = -b \cdot f(t)$ angesehen werden kann, kann somit jeder Geradenabschnitt durch diese Differentialgleichung dargestellt werden mit:

$$f(t) = \varepsilon_{\text{vol}}, \quad \dot{f}(t) = \dot{\varepsilon}_{\text{vol}}^h \quad \text{und} \quad -b = -\left(\frac{1}{f_{c1}} \cdot \dot{F}^h + \frac{I_1}{f_{s1}} + \frac{1}{f_h}\right) \cdot \left(1 - \frac{gh}{3}\right) \quad (6.8a)$$

Diesem Ansatz folgt der Aufbau von Gl. (6.8b):

$$\begin{aligned} \dot{\varepsilon}_{\text{vol}}^h &= \dot{\varepsilon}_{\text{vol}}^{fc} + \dot{\varepsilon}_{\text{vol}}^{fs} + \dot{\varepsilon}_{\text{vol}}^{fh} = \left(\dot{\varepsilon}_x^{fc} + \dot{\varepsilon}_y^{fc} + \dot{\varepsilon}_z^{fc}\right) + \left(\dot{\varepsilon}_x^{fs} + \dot{\varepsilon}_y^{fs} + \dot{\varepsilon}_z^{fs}\right) + \left(\dot{\varepsilon}_x^{fh} + \dot{\varepsilon}_y^{fh} + \dot{\varepsilon}_z^{fh}\right) \\ \Rightarrow \dot{\varepsilon}_{\text{vol}}^h &= -\varepsilon_{\text{vol}}(t) \cdot \left(\frac{1}{f_{c1}} \cdot \dot{F}^h + \frac{I_1}{f_{s1}} + \frac{1}{f_h}\right) \cdot \left(1 - \frac{gh}{3}\right) \end{aligned} \quad (6.8b)$$

mit

$\varepsilon_{\text{vol}}(t)$ aktuelle Dilatanz (Anfangswert = Zahlenwert zu Beginn der Risssschließung), -

f_{c1} Parameter der Risssschließungsphase 1, MPa

- fs1 Parameter der Rissschließungsphase 2, MPa·d
 fh Zeit der Rissverheilung, d
 gh Verhältnis zwischen Axial- und Radialverzerrungen in der Verheilung, -
 \dot{F}^h Steuergröße für die Rissschließung
 I₁ erste Spannungsinvariante, MPa

In der Tensorschreibweise wird aus Gl. (6.8b) die Gl. (6.8c) erhalten:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^h = -\varepsilon_{vol}(t) \cdot \left(\frac{1}{fcl} \cdot \dot{F}^h + \frac{I_1}{fs1} + \frac{1}{fh} \right) \cdot \left(1 - \frac{gh}{3} \right) \cdot H\left\langle \frac{F^h}{F^*} \right\rangle \cdot \frac{\partial Q}{\partial \sigma_{ij}} \quad (6.8c)$$

wobei zusätzlich zu Gl. (6.8b) eingeführt wird:

$$H\left\langle \frac{F^h}{F^*} \right\rangle \quad \text{Heaviside-Sprungfunktion, } \frac{F^h}{F^*} > 0 \rightarrow H\left\langle \frac{F^h}{F^*} \right\rangle = 1$$

$$\frac{\partial Q}{\partial \sigma_{ij}} \quad \text{Ableitung der Potentialfunktion Q, Steuerung Verzerrungsrichtung, -}$$

Dieses neu aufgestellte Verheilungsstoffmodell hat zwei herausragende Merkmale:

- (1) Die einzelnen Phasen der Dilatanzrückbildung entsprechend Bild 6.3 lassen sich unabhängig voneinander mit derselben Grundfunktion, dann aber natürlich unterschiedlichen Parametern, beschreiben. Der Übergang von der Rissschließungsphase 1 zur Rissschließungsphase 2 wird erreicht bei $\dot{F}^h \approx 0$, d. h. dann, wenn sich die Beanspruchung nur noch wenig bzw. nicht mehr ändert. Der Übergang von der Rissschließungsphase 2 zur Rissverheilung (Phase 3) erfolgt, wenn die verbleibende Dilatanz ε_{vol} einen Grenzwert $\varepsilon_{vol,healing}$ unterschreitet.

- (2) \dot{F}^h stellt eine Steuergröße für die Rissschließung dar. Für \dot{F}^h gilt:

$$\dot{F}^h = \frac{\Delta F^h}{\Delta t} \text{ für } \Delta t \rightarrow 0 \quad (6.9)$$

mit F^h Fließfunktion für den Verheilungsvorgang

Δt Zeitinkrement

Im Verlauf einer numerischen Berechnung wird \dot{F}^h nach folgender Formel für ein Zeitinkrement berechnet:

$$\dot{F}^h = \frac{\Delta F^h}{\Delta t} = \frac{F^h(t_2) - F^h(t_1)}{t_2 - t_1} \quad (6.10)$$

mit $F^h(t_i)$ Zahlenwert der Fließfunktion zum Zeitpunkt t_i

\dot{F}^h beschreibt damit die Geschwindigkeit der Risssschließung in der Phase 1 (fissure closing). Bei einer für die Verheilung günstigen, relativ kurzfristig aufgetragenen Beanspruchungsänderung wird die Differenz ΔF^h pro Zeitintervall Δt relativ groß, so dass \dot{F}^h dann ebenfalls relativ große Werte annimmt. Ohne Beanspruchungsänderung ist damit auch keine Risssschließung möglich ($\Rightarrow \Delta \sigma \rightarrow 0 \Rightarrow \Delta F^h \rightarrow 0 \Rightarrow \Delta \varepsilon_{vol}^h \rightarrow 0$). Die Verzerrungen aus der Risssschließungsphase 2 (fs) sowie aus der Rissverheilungsphase (fh) bleiben klein aufgrund der großen Zahlenwerte von fs1 und fh im Vergleich zum Zahlenwert von fc1. Der Zahlenwert des Terms $I_1 \cdot \varepsilon_{vol} / fs1$ für die Risssschließungsphase 2 und der Zahlenwert des Terms ε_{vol} / fh für die Rissverheilung bleiben daher signifikant kleiner als der Zahlenwert des Terms $(\varepsilon_{vol} / fc1) \dot{F}^h$ für die Risssschließungsphase 1. Es gilt demnach: $I_1 \frac{\varepsilon_{vol}}{fs1} \ll \frac{\varepsilon_{vol}}{fc1} \cdot \dot{F}^h$ und $\frac{\varepsilon_{vol}}{fh} \ll \frac{\varepsilon_{vol}}{fc1} \cdot \dot{F}^h$. Aus Gl. (6.10) ergibt sich dann $\dot{F}^h \approx 0$, wenn die Beanspruchung sich nicht mehr ändert, also $\sigma_i = \text{konst.}$ vorliegt, so dass dann die Risssschließungsphase 2 und die Rissverheilung den Dilatanzrückgang bestimmen. Die gesamte Verheilung ist nur aktiv, wenn $F^h > 0$ und $D > 0$ gilt.

6.2.2 Ableitung einer neuen Gleichung zur Beschreibung der Schädigungsabnahme

Erste, hier nicht dargestellte numerische Analysen haben gezeigt, dass im neuen Verheilungsstoffmodell die Schädigungsrückbildung im Vergleich zur Dilatanzrückbildung zu rasch erfolgt. Daher wird in die kinetische Gleichung zur Berechnung der Schädigungsrückbildung ein Korrekturfaktor K eingearbeitet, mit dessen Hilfe der rechnerische Schädigungsverlauf an die Schädigungsverläufe aus den Laborversuchen angepasst werden kann.

Für den Korrekturfaktor wird nach Sensitivitätsanalysen ein Zahlenwert von $K = 2,4$ angesetzt. Dieser Zahlenwert ist so gewählt worden, dass integral über den Berechnungszeitraum eine ausreichend gute Übereinstimmung zwischen Labor- und Berechnungsdaten erreicht wird.

Im vorliegenden Stoffmodellansatz zur Verheilung wird Gl. (6.11) zur Beschreibung des Schädigungsrückgangs verwendet, die noch auf dem Ansatz für die Dilatanzrückbildung von Hou beruht:

$$\dot{D} = D(t) \cdot \frac{\dot{\varepsilon}_{\text{vol}}}{\varepsilon_{\text{vol}}(t) \cdot \left(1 - \frac{a_{14}}{3}\right)} \cdot \frac{1}{K} \quad (6.11)$$

mit

K Korrekturfaktor, $K = 2,4$, -

$\dot{\varepsilon}_{\text{vol}}(t)$ Dilatanzrückbildungsrate, $1/d$

$D(t)$ Schädigung zum Zeitpunkt t , -

$\varepsilon_{\text{vol}}(t)$ Dilatanz zum Zeitpunkt t , -

a_{14} Materialparameter, -

Physikalisch könnte der Prozess der Schädigungsrückbildung folgendermaßen verstanden werden: In der insbesondere mit Beanspruchungsänderungen verbundenen Rissschließungsphase 1 (Zunahme der Minimalspannung(en)) werden die Risse innerhalb kurzer Zeit zu einem großen Teil verschlossen. Die Volumendilatanz nimmt dabei sehr schnell ab. Die Schädigung läuft diesem Prozess hinterher, weil selbst größtenteils kraftschlüssig verschlossene Risse noch immer eine signifikante Schädigung des Gefüges darstellen, die sich in den noch relativ niedrigen, versuchsbegleitend aufgezeichneten Ultraschallwellengeschwindigkeiten bemerkbar macht. In der anschließenden Rissschließungsphase 2 werden die noch offenen Rest-Risse und Rest-Poren weiterhin, aber in ihrem zeitlichen Verlauf mit einer deutlich geringeren Intensität geschlossen, da nach der Ausbildung der anfänglichen materiellen Kontaktflächen zunehmend Materialbrücken bestehen, die die benachbarten Rissufer verbinden. Diese weitere Rissschließung beruht auf Spannungskonzentrationen in den Bereichen der Materialbrücken, aus denen viskoplastische Deformationen und Mineralkornumkristallisationen im Gesteinsgefüge folgen.

In der dann anschließenden Verheilungsphase werden möglicherweise noch weitere bestehende Risse bzw. Zwickel geschlossen. Vermutlich kommt es aber an den nunmehr weitgehend geschlossenen Rissufern (Formschluss) zur endgültigen Rückbildung durch die geochemisch getragene Verheilung der ehemaligen Risse. Mechanismen sind hier die Kornumbildung bzw. Kornneubildung. Diese Mechanismen führen zu einer weiteren Reduktion der Schädigung wie auch der Dilatanz, jedoch in weitaus geringerer Intensität und über sehr viel längere Zeiträume. In dieser Phase verlaufen Schädigungsrückbildung und Dilatanzrückgang dann parallel.

Anhand des nachfolgend ausgewerteten Laborversuchs Nr. 307 wird der Unterschied gezeigt, der sich einerseits mit der nach Gl. (6.11) berechneten Schädigungsabnahme in Bild 6.4 und andererseits mit einem modifizierten Ansatz für die Schädigungsabnahme in Bild 6.5 ergibt.

Zu beachten ist, dass hier im Vergleich zu Bild 6.3 Schädigung und Dilatanz in linearem Maßstab aufgetragen worden sind.

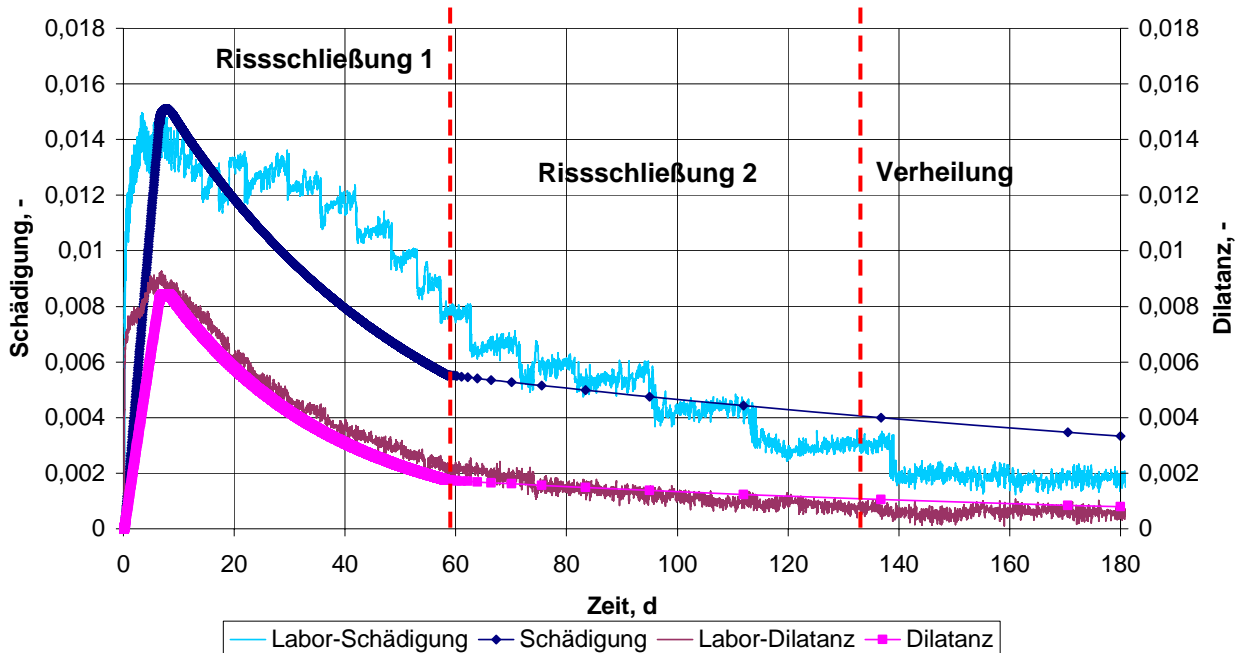


Bild 6.4: Laborversuch 307 mit gemessenem und berechnetem zeitlichen Schädigungsrückgang nach Gl. (6.11)

Bild 6.4 zeigt deutlich die sehr gute Übereinstimmung in der Dilatanzabnahme zwischen der braun-roten Laborversuchskurve und der magentafarbenen numerisch berechneten Kurve. Vor allem im Verheilungsteil fällt der parallel laufende Ast der berechneten Dilatanzkurve im Vergleich zur Versuchskurve auf. Bei der Schädigungsrückbildung zeigt sich allerdings eine zu schwache Neigung des numerisch berechneten Asts der Schädigungskurve in der Verheilungsphase. Im Laborversuch nimmt die Schädigung doch deutlich schneller ab als numerisch berechnet.

Bei der Kurve, die die Schädigungsrückbildung beschreibt, fallen zwei Besonderheiten auf. Zum einen erfolgt die Schädigungsabnahme in der Rissschließungsphase 1 zu rasch, wenn die berechnete Kurve direkt mit der Versuchskurve verglichen wird. Bei der ersten Unstetigkeitsstelle, die den Übergang von Rissschließungsphase 1 zur Rissschließungsphase 2 markiert, liegt die berechnete Schädigung bereits deutlich unterhalb der Laborkurve. Zum anderen aber nimmt die berechnete Schädigung in der Rissschließungsphase 2 zu langsam ab im Vergleich zur Versuchskurve. Während im Zeitintervall von $t = 70$ d bis $t = 110$ d eine noch recht gute Übereinstimmung vorliegt, wird die Schädigung kurz nach der Rissschließungsphase 1 ab

$t = 60$ d deutlich unterschätzt, ab etwa $t = 110$ d hingegen überschätzt. Der für beide Phasen integral eingesetzte Korrekturfaktor $K = 2,4$ in Gl. (6.11) ist vor allem für Untersuchungen sehr großer Zeiträume noch nicht geeignet, um die Laborergebnisse mit hinreichender Genauigkeit numerisch abzubilden.

Ausgehend von der Dilatanzrate in der Verheilungsphase mit Gl. (6.12)

$$\dot{\epsilon}_{\text{vol}}^h = \dot{\epsilon}_x^h + \dot{\epsilon}_y^h + \dot{\epsilon}_z^h \quad (6.12)$$

ist die Gl. (6.8b) unter Berücksichtigung der Risschließungsphasen 1 (*fissure closing* - *fc*) und 2 (*fissure sealing* - *fs*) sowie der Verheilungsphase (*fissure healing* - *fh*) hergeleitet worden.

Ziel ist es nun, auch bezüglich der Schädigung D die Risschließungsphasen mit einem individuellen Parameter zu behandeln, der anhand von Versuchen bestimmt werden kann. Dabei dient die Gl. (6.13) zur grundsätzlichen Beschreibung der Schädigungsrückbildung:

$$\dot{D}^- = \frac{D}{\epsilon_{\text{vol}}} \cdot \dot{\epsilon}_{\text{vol}}^h \cdot \frac{1}{\left(1 - \frac{gh}{3}\right)} \quad (6.13)$$

Erweitert auf die Anforderungen des neuen phs-Stoffmodells ergibt sich für die additive Zerlegung der Schädigungsrückbildungsrate:

$$\dot{D}^- = \frac{D}{\epsilon_{\text{vol}}} \cdot \left(\frac{\dot{\epsilon}_{\text{fc}}}{\text{fc2}} + \frac{\dot{\epsilon}_{\text{fs}}}{\text{fs2}} + \dot{\epsilon}_{\text{fh}} \right) \cdot \frac{1}{\left(1 - \frac{gh}{3}\right)} \quad (6.14a)$$

Gl. (6.14a) berücksichtigt explizit die beiden Risschließungsphasen mit Phase 1 und Phase 2, (*fissure closing* und *fissure sealing*) sowie den Verheilungsteil (*fissure healing*).

Da $\dot{\epsilon}_{\text{vol}}^h = \dot{\epsilon}_{\text{vol}}^{\text{fc}} + \dot{\epsilon}_{\text{vol}}^{\text{fs}} + \dot{\epsilon}_{\text{vol}}^{\text{fh}} = (\dot{\epsilon}_x^{\text{fc}} + \dot{\epsilon}_y^{\text{fc}} + \dot{\epsilon}_z^{\text{fc}}) + (\dot{\epsilon}_x^{\text{fs}} + \dot{\epsilon}_y^{\text{fs}} + \dot{\epsilon}_z^{\text{fs}}) + (\dot{\epsilon}_x^{\text{fh}} + \dot{\epsilon}_y^{\text{fh}} + \dot{\epsilon}_z^{\text{fh}})$ gilt, kann Gl. (6.8b) in Gl. (6.14a) eingesetzt werden, so dass Gl. (6.14b) erhalten wird:

$$\dot{D}^- = -D \cdot \left(\frac{\dot{F}^h}{\text{fc1} \cdot \text{fc2}} + \frac{I_1}{\text{fs1} \cdot \text{fs2}} + \frac{1}{\text{fh}} \right) \quad (6.14b)$$

mit

$\text{fc2}, \text{fs2}$ neue Parameter zur Beschreibung der Schädigungsrückbildung, -
weitere Parameter siehe Gl. (6.8b)

Der Parameter fc2 beschreibt die Verzögerung, mit der die Schädigungsabnahme in der Risschließungsphase 1 gegenüber der Dilatanzabnahme erfolgt. Analog dazu beschreibt der Pa-

parameter fs_2 die Verzögerung in der Rissschließungsphase 2. Nachdem zuvor bereits aus dem in Laborversuchen messtechnisch ermittelten Dilatanzverlauf die Parameter fc_1 , f_h und g_h bestimmt worden sind, werden die Korrekturparameter fc_2 und fs_2 für die Schädigungsrückbildung durch Anpassen der berechneten Kurven an die Laborversuchskurven (*curve fitting*) ermittelt.

Ziel ist es, dabei eine möglichst gute Übereinstimmung der berechneten Kurve aus der physikalischen Modellierung des Schädigungsrückgangs mit der Laborkurve zu erreichen. Die Parameter fc_2 und fs_2 sind einheitenlos.

Zu ergänzen ist, dass analog zur Dilatanzrückbildung auch bei der Schädigungsabnahme der Zahlenwert von \dot{F}^h den Übergang von der Rissschließungsphase in die Rissverheilungsphase beeinflusst. Bild 6.5 zeigt für die Schädigungs- und Dilatanzentwicklung den Vergleich zwischen dem neuen Ansatz zur Schädigungsrückbildung und den Laborbefunden.

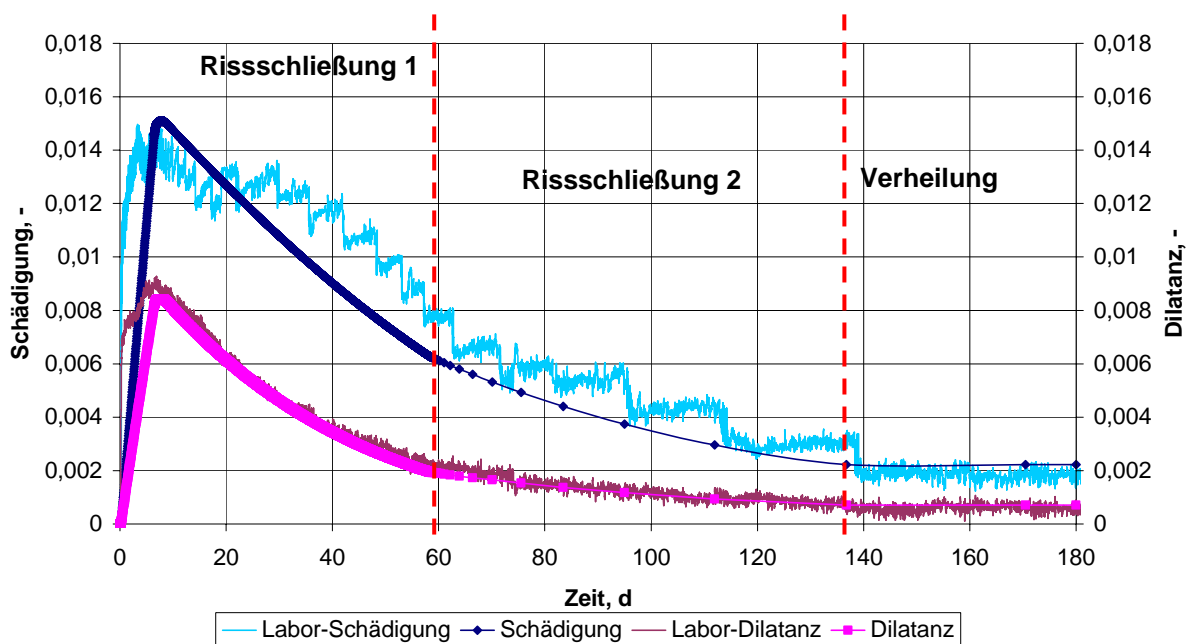


Bild 6.5: Laborversuch 307, berechneter zeitlicher Schädigungsrückgang nach Gl. (6.14b) mit $fc_2 = 4$

In Bild 6.5 ist zu ersehen, dass durch die Anwendung des neuen Ansatzes zur Beschreibung des Schädigungsrückgangs getrennt nach Rissschließungs- und Rissverheilungsphase eine erheblich bessere Übereinstimmung der Labormesskurve mit der berechneten Kurve erreicht werden kann. Hervorzuheben ist die dritte Phase (Rissverheilung), in der die Kurven für die Dilatanz und für die Schädigung nahezu parallel zur x-Achse verlaufen.

Ausgehend von der nunmehr deutlich besseren Übereinstimmung der berechneten Schädigungskurve mit dem laborativ ermittelten Schädigungsverlauf wird der überarbeitete Ansatz zur Schädigungsrückbildung als hinreichend geeignet eingeschätzt zur Modellierung der Rissrückbildung und daher auch für die weiteren Berechnungen herangezogen.

6.3 Ermittlung der Materialparameter $fc1$, $fc2$, $fs1$, $fs2$, fh und gh

6.3.1 Ermittlung des Materialparameters gh

Der Materialparameter gh (*geometrical healing*) beschreibt das Verhältnis von Axial- zu Radialverzerrungen während der Rissrückbildungs- und Verheilungsphasen. Er wird anhand von Kurzzeitversuchen bestimmt. Langzeitversuche sind für die Bestimmung des Parameters nicht geeignet, weil sich Kriechverzerrungen mit den verheilungsinduzierten Verzerrungen überlagern und eine Trennung der Anteile nicht möglich ist. Der Parameter gh wird aus folgender Gl. (6.15) ermittelt:

$$gh = 1 - \frac{2\dot{\epsilon}_1^h}{\dot{\epsilon}_{vol} - \dot{\epsilon}_1^h} \quad (6.15)$$

mit

gh	Materialparameter, -
$\dot{\epsilon}_1^h$	Axialverzerrungsrate, 1/d
$\dot{\epsilon}_{vol}$	Dilatanzrate, 1/d

6.3.2 Ermittlung des Materialparameters $fc1$

Der Parameter $fc1$ (*fissure closing*) charakterisiert die Rissschließungsphase 1 und wird folglich auch aus der ersten Rissschließungsphase ermittelt. Die Dilatanzrückbildung wird aus der schon bekannten Gl. (6.8b) berechnet.

Zur Ermittlung von $fc1$ wird die Messkurve eines Laborversuchs in der Rissschließungsphase 1 (bei logarithmischer Darstellung der y-Achse) durch eine Gerade approximiert und zu den Zeitpunkten t_1 und t_2 jeweils ϵ_{vol1} und ϵ_{vol2} bestimmt. Zu diesen Zeitpunkten werden mit Hilfe der ebenfalls schon bekannten Fließfunktion Gl. (6.7) die Zahlenwerte F_1^h und F_2^h be-

rechnet. Diese werden gemittelt und als Zahlenwert $\bar{\dot{F}}^h$ in die Formel zur Ermittlung von $fc1$ ($\dot{F}^h \neq 0$) eingesetzt:

$$\begin{aligned} \varepsilon_{vol,2} &= \varepsilon_{vol,1} \cdot \exp\left(-\frac{1}{fc1} \cdot \bar{\dot{F}}^h \cdot (t_2 - t_1) \cdot \left(1 - \frac{gh}{3}\right)\right) \cdot \exp\left(-\frac{\bar{I}_1}{fs1} \cdot (t_2 - t_1) \cdot \left(1 - \frac{gh}{3}\right)\right) \\ \Rightarrow fc1 &= -\frac{\bar{\dot{F}}^h \cdot (t_2 - t_1)}{\ln(\varepsilon_{vol,2}) - \ln(\varepsilon_{vol,1}) + \frac{\bar{I}_1}{fs1} \cdot (t_2 - t_1) \cdot \left(1 - \frac{gh}{3}\right)} \cdot \left(1 - \frac{gh}{3}\right) \end{aligned} \quad (6.16)$$

mit

$fc1$ MPa

\bar{I}_1 berechnet aus den Spannungsmittelwerten ($\bar{\sigma}_1 + \bar{\sigma}_2 + \bar{\sigma}_3$) im Intervall, MPa

Da der Ausdruck $1/fh$ im Vergleich zu den verbleibenden Termen im Nenner von Gl. (6.16) sehr klein ist, kann er bei der Ermittlung des Parameters $fc1$ vernachlässigt werden.

Der Parameter $fc1$ könnte physikalisch als eine Art Kompaktionsmodul bei Risschließung oder Risschließungsmodul interpretiert werden. Je kleiner der Parameter $fc1$ ist, desto stärker schließen sich die Risse bei einer vorgegebenen Beanspruchung (*fissure closing*).

6.3.3 Ermittlung des Materialparameters $fs1$

Zur Ermittlung des Materialparameters $fs1$ (fissure sealing) wird in der Messkurve eines Laborversuchs die Risschließungsphase 2 (bei logarithmischer Darstellung der y-Achse) durch eine Gerade approximiert und zu den Zeitpunkten t_3 und t_4 jeweils $\varepsilon_{vol,3}$ und $\varepsilon_{vol,4}$ bestimmt. Es gilt dabei: $\dot{F}^h = 0 \Rightarrow \dot{\varepsilon}_{vol}^{fc} = 0$; $|\dot{\varepsilon}_{vol}^{fs}| \gg |\dot{\varepsilon}_{vol}^{fh}|$

Der Parameter $fs1$ errechnet sich dann aus der Formel:

$$\begin{aligned} \varepsilon_{vol,4} &= \varepsilon_{vol,3} \cdot \exp\left(-\frac{I_1}{fs1} \cdot (t_4 - t_3) \cdot \left(1 - \frac{gh}{3}\right)\right) \\ \Rightarrow fs1 &= -\frac{t_4 - t_3}{\ln(\varepsilon_{vol,4}) - \ln(\varepsilon_{vol,3})} \cdot \left(1 - \frac{gh}{3}\right) \cdot \bar{I}_1 \end{aligned} \quad (6.17)$$

mit

$fs1$ Materialparameter, MPa·d

\bar{I}_1 berechnet aus den Spannungsmittelwerten ($\bar{\sigma}_1 + \bar{\sigma}_2 + \bar{\sigma}_3$) im Intervall, MPa

Da der Ausdruck $1/f_h$ sehr klein ist, kann er bei der Ermittlung des Parameters fs_1 vernachlässigt werden.

Der Parameter fs_1 (*fissure sealing*) beschreibt den Verlauf der Risssschließungsphase 2. Die Verzerrungen aufgrund von fissure sealing in der Risssschließungsphase 2 sind betragsmäßig signifikant größer als die Verzerrungen, die durch die geochemische Verheilung rückgebildet werden (fissure healing). Obwohl noch keine komplette Wiederherstellung der mechanischen Eigenschaften dieser verschlossenen Risse erwartet wird, sind sie soweit geschlossen, dass nach Abschluss dieser Phase davon ausgegangen werden kann, dass die Sekundärpermeabilität rückgebildet ist (keine vernetzten Wegsamkeiten mehr) und die geochemische Verheilung einsetzen kann, die durch Neubildung und Umbildung im Mineralkorngefüge die Wiederherstellung der mechanischen Eigenschaften bewirkt. Insofern ist die Risssschließungsphase 2 als Übergangsbereich zwischen der Risssschließungsphase 1 und der Verheilungsphase zu sehen. Aufgrund ihrer Beanspruchungsabhängigkeit erfolgt die Rückbildung der Rissenden und der verbliebenen Zwickelräume je nach Beanspruchung unterschiedlich schnell und möglicherweise nicht vollständig (\rightarrow Restporosität).

6.3.4 Ermittlung des Materialparameters f_h

Der Materialparameter f_h wird aus der Messkurve in der Verheilungsphase bestimmt (Phase 3). Dabei gilt:

$$\dot{F}^h = 0 \Rightarrow \dot{\epsilon}_{vol}^{fc} = 0 \quad ; \quad \epsilon_{vol} = \epsilon_{vol,healing} < 0,07 \% \Rightarrow \dot{\epsilon}_{vol}^{fs} = 0 .$$

Der Beginn der Verheilungsphase (Phase 3) wird definiert durch einen Grenzwert $\epsilon_{vol,healing}$.

Gleichzeitig stellt $\dot{\epsilon}_{vol}^{fs} = 0$ das Ende der Risssschließungsphase 2 dar. Aus dem bisher einzigen Laborversuch, der über einen so langen Zeitraum durchgeführt wurde, dass die dritte Phase, also die eigentliche Rissverheilung, überhaupt beobachtet werden konnte, wurde für den Schwellenwert $\epsilon_{vol,healing}$ ein Zahlenwert von $\epsilon_{vol,healing} = 0,07 \%$ abgelesen. Nach derzeitigem Wissensstand wird angenommen, dass ab diesem Grenzwert die Verheilungsphase einsetzt. Der Grenzwert $\epsilon_{vol,healing}$ ist versuchsbezogen zu bestimmen und kann direkt aus der Laborversuchskurve für die Dilatanz abgelesen werden. Der Parameter f_h wird dadurch bestimmt, dass die Verheilungsdilatanzkurve im halblogarithmischen Diagramm durch eine Gerade approximiert wird und aus dieser Geraden zwei Zahlenwerte $\epsilon_{vol,5}$ und $\epsilon_{vol,6}$ zu den Zeitpunkten t_5 und t_6 abgelesen werden. Es gilt dann:

$$\varepsilon_{\text{vol},6} = \varepsilon_{\text{vol},5} \cdot \exp\left(-\frac{1}{f_h} \cdot (t_6 - t_5) \cdot \left(1 - \frac{g_h}{3}\right)\right)$$

$$\Rightarrow f_h = -\frac{t_6 - t_5}{\ln(\varepsilon_{\text{vol},6}) - \ln(\varepsilon_{\text{vol},5})} \cdot \left(1 - \frac{g_h}{3}\right) \quad (6.18)$$

mit

f_h Materialparameter zur Beschreibung der Verheilungsphase, d

g_h Materialparameter geometrical healing, -

Da die Rissverheilung über sehr lange Zeiträume abläuft, kann der Parameter f_h nur mit großen Unsicherheiten bestimmt werden. Voraussetzung zur Bestimmung von f_h sind ausreichend lang andauernde Laborversuche, in denen die dritte Phase (*fissure healing*) überhaupt erkannt und dann auch quantifiziert werden kann. Im Bereich des Phasenwechsels ist in der logarithmischen Auftragung auf der y-Achse für die Schädigung (und auch Dilatanz) der Grenzwert $\varepsilon_{\text{vol,healing}}$ abzulesen. Im Hinblick auf die Parameterermittlung ist anzumerken, dass aufgrund der Labormesstechnik die Versuchswerte in dieser Phase von nur noch extrem geringen Volumenänderungen natürlich stark streuen.

6.3.5 Ermittlung der Materialparameter f_{c2} und f_{s2}

Die beiden Parameter f_{c2} und f_{s2} beziehen sich auf die Schädigung und bewirken eine Verlangsamung der Schädigungsrückbildung gegenüber der Dilatanzrückbildung. Sie werden durch Anpassung der berechneten an die laborativ ermittelten Versuchskurven (*curve fitting*) bestimmt. Ziel ist es, eine möglichst gute Übereinstimmung der numerischen ermittelten Kurven mit den Labormesskurven zu erreichen. Analog wird z. B. auch der Parameter a_8 bestimmt.

6.4 Zusammenfassende Darstellung des neuen phs-Stoffmodells

Nachdem im Rahmen erster Validationen an Ergebnissen aus Laborversuchen festgestellt wurde, dass das von *Hou (2002)* vorgeschlagene und auf Vorarbeiten von *Chan et al. (1998)* beruhende Instrumentarium zur Beschreibung der Verheilung im Salzgestein ungeeignet ist, die in eigenen Laborversuchen erhaltenen Messbefunde auch numerisch hinreichend zutreffend abzubilden, sind neue Modellansätze entwickelt worden für

- (1) die Potentialfunktion auf der Basis von *Chan et al. (1998)*, nunmehr unter Berücksichtigung der Rissrichtung und der drei Hauptspannungskomponenten,
- (2) die Rückbildung der Dilatanz unter Berücksichtigung der drei identifizierten Phasen Riss-schließung 1 (*fissure closing*), Riss-schließung 2 (*fissure sealing*) und Rissverheilung (*fissure healing*) sowie
- (3) die Rückbildung der Schädigung entsprechend der Dilatanzrückbildung, allerdings versehen mit Korrekturfaktoren zur besseren Abbildung der messtechnischen Beobachtungen in den jeweiligen Phasen.

Da der vorliegende Ansatz zur Verheilung im Salzgestein kaum noch Gemeinsamkeiten mit dem ursprünglichen Modellansatz aufweist, ist es zweckmäßig, auch eine neue Nomenklatur einzuführen. Entsprechend den identifizierten und der Modellierung phänomenologisch zugrunde gelegten physikalischen Vorgängen bei der Verheilung von Steinsalz wird das Stoffmodell zur Abbildung der Dilatanz- und Schädigungsrückbildung (Verheilung) als phs-Modell (**p**hysical **h**ealing in salt) genannt, *Düsterloh (2005)*.

In Tabelle 9.2 werden die beiden Modellansätze, nämlich das Verheilungsmodell *Hou (2002)* und das neue phs-Stoffmodell hinsichtlich der implementierten Materialparameter miteinander verglichen.

<i>Hou (2002) - Verheilungsmodell</i>	<i>phs: physical healing in salt-Modell</i>
a_{11}	fc1: fissure closing 1
a_{12}	fh: fissure healing
a_{13}	fc2: fissure closing 2
a_{14}	gh: geometrical healing
---	fs1: fissure sealing 1
---	fs2: fissure sealing 2

Tabelle 6.2: Gegenüberstellung der Parameter des ursprünglichen Verheilungsansatzes (Hou) und des neuen phs-Stoffmodells

Die Gegenüberstellung zeigt, dass eine Differenzierung des Verheilungsprozesses in drei Phasen neu hinzugekommen ist. Zusätzlich erforderlich sind die beiden Parameter fs1 und fs2 zur Beschreibung des Dilatanz- und Schädigungsrückganges in der Riss-schließungsphase 2 (*fissure sealing*). Durch die Einführung der drei unterschiedlichen Rissrückbildungsphasen wird eine grundlegende Modifikation gegenüber dem von *Hou (2002)* vorgeschlagenen Verheilungsansatz erreicht. Mit dem aktuellen Ansatz ist es möglich, den Rissrückbildungsprozess hinreichend genau numerisch abzubilden.

In Tabelle 6.3 wird eine zusammenfassende Beschreibung der einzelnen Parameter des phs-Stoffmodells gegeben:

Parameter	Bedeutung und Einheit
	physical healing in salt , quantifiziert die Verheilung im Steinsalz
fc1: fissure closing 1	Der Materialparameter quantifiziert die Rate der Risssschließung in der ersten Phase (<i>fissure closing</i>). Der Parameter kann physikalisch als eine Art Kompressionsmodul interpretiert werden: Je kleiner fc1 ist, desto schneller schließen sich die Risse bei gleicher Beanspruchung. Analog dazu der K-Modul: Je kleiner der K-Modul ist, desto größer sind die Volumenkompaktionsverzerrungen bei gleicher Beanspruchung. Eine mögliche Bezeichnung wäre Risssschließmodul. Einheit: MPa
fc2: fissure closing 2	Der Korrekturfaktor fc2 beschreibt die Verlangsamung der Schädigungsrückbildung in der Risssschließungsphase 1 zur Anpassung der Berechnungswerte an die Messwerte. Einheit: -
fs1: fissure sealing 1	Der Parameter fs1 (<i>fissure sealing</i>) beschreibt die Risssschließungsphase 2. Vom physikalischen Verständnis erfolgt in der Risssschließungsphase 2 das Verschließen von Rest-Rissen mit zeitabhängigen Spannungsumlagerungen in Materialbrücken und dadurch bedingt viskosen Kriechdeformationen im Risszonenbereich. Es wird davon ausgegangen, dass nach der ersten Risssschließungsphase, in der sich die benachbarten Rissufer mehr oder weniger passgenau gegeneinander legen (Kraftschluss), in der zweiten Risssschließung sich die Rissenden und Zwickelräume in Abhängigkeit des Beanspruchungszustandes, repräsentiert durch I_1 , mehr oder weniger schnell schließen (Formschluss). Einheit: MPa d
fs2: fissure sealing 2	Der Korrekturfaktor beschreibt die Verlangsamung der Schädigungsrückbildung in der Risssschließungsphase 2 zur Anpassung der Berechnungswerte an die Messwerte. Einheit: -
fh: fissure healing	Der Materialparameter quantifiziert die Rate der Rissverheilung aufgrund von druck-/lösungsbedingten Gefügeumlagerungen (z. B. Rekristallisation), als physikalisch-chemischen Prozess in der dritten Phase (<i>fissure healing</i>). Einheit: d
gh: geomectrical healing	Der Parameter beschreibt das Verhältnis der verheilungsinduzierten Verzerrungen normal und in Richtung der Hauptbeanspruchung. Bei Laborversuchen an vollzylindrischen Prüfkörpern beschreibt der Parameter das Verhältnis der axialen und der radialen verheilungsinduzierten Verzerrungen. Einheit: -

Tabelle 6.3: Charakterisierung der Stoffmodellparameter im phs-Verheilungsmodell

7 Validierung des phs-Stoffmodells

7.1 Nachrechnung des Laborversuchs Nr. 307 mit dem phs-Stoffmodell

7.1.1 Versuchsbedingungen und Materialparameter

Bild 7.1 zeigt das diskretisierte rotationsymmetrische FE-Modell des Prüfkörpers und die Modellabmessungen mit im Bild linksseitig angeordneter Rotationsachse sowie die Lage der drei für die Auswertung als repräsentativ ausgewählten Elemente 301, 305 und 310. Die Materialparameter zur Charakterisierung des Steinsalz-Stoffverhaltens sind Bild 7.1 zu entnehmen.

<i>Parametersatz, Steinsalz Asse</i>					
<i>Hou/Lux-ODS</i>			<i>Hou/Lux-MDS</i>		
\bar{G}_k^*	MPa·d	$3,0 \cdot 10^4$	a_0	-	0,35
$\bar{\eta}_k^*$	MPa·d	$1,5 \cdot 10^5$	a_1	-	6,0
$\bar{\eta}_m^*$	MPa·d	$1,5 \cdot 10^7$	a_2	-	4,0
K_1	1/MPa	-0,191	a_3	1/d	$1,0 \cdot 10^{-07}$
K_2	1/MPa	-0,168	a_4	-	0,9
M	1/MPa	-0,247	a_5	1/MPa	0,15
l	1/K	0	a_6	MPa	53,0
T	K	295	a_7	MPa	27,6
			a_8	1/MPa	0,30
\bar{G}_{kE}^*	MPa·d	$3,05 \cdot 10^4$	a_9	-	1,0
k_{1E}	1/MPa	-0,191	a_{10}	1/MPa	0,25
l_{1E}	1/K	-	fc1	MPa	13,0
			fc2	-	4,0
			fs1	MPa	4221,0
			fs2	-	1,5
			fh	d	3200
			gh	-	1,04
			a_{15}	1/d	$1,67 \cdot 10^{-7}$
			a_{16}	-	6,0
			a_{17}	-	5,5

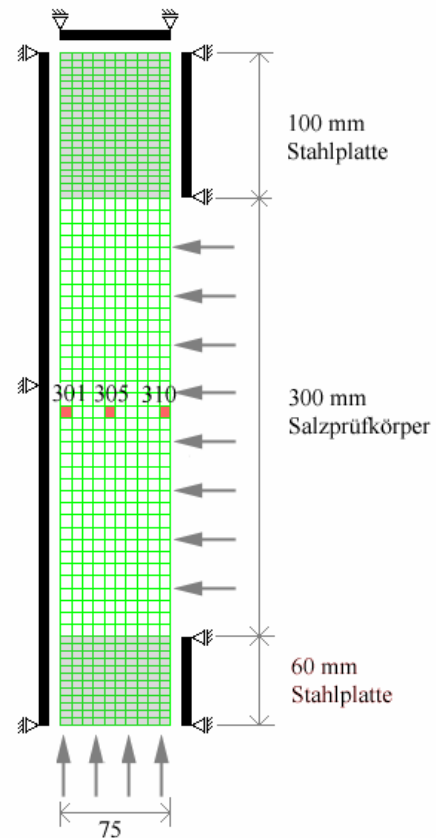


Bild 7.1: Steinsalz-Materialparameter und Prüfkörpermodell

Die der rechnerische Ermittlung des Schädigungsverlaufs zugrunde liegenden Schädigungsparameter sind in Anlehnung an Laborversuchsbefunde so festgelegt worden, so dass zum Ende der Schädigungsphase die gemessene Schädigung und Dilatanz zutreffend erhalten werden. Der zeitliche Verlauf der in der Schädigungs- und Verheilungsphase aufgetragenen axialen und lateralen (radialen) Beanspruchung wird in Bild 7.2 gezeigt. Die Verheilungsphase beginnt etwa zum Zeitpunkt $t = 7$ d.

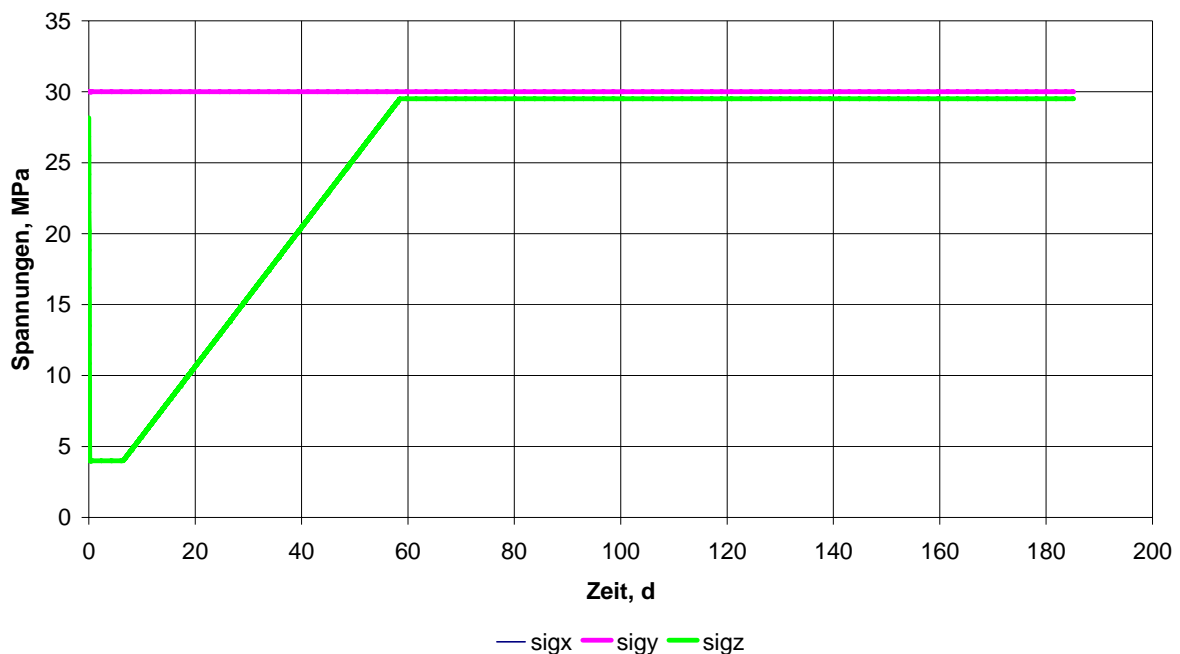


Bild 7.2: Axial- und Lateralbeanspruchungsverlauf im Laborversuch

Um die mit konstanter Anstiegsrate aufgetragene Lateralbelastung im Labor möglichst realistisch in der rechnerischen Simulation mit *MISES3* erfassen zu können, wird die kontinuierliche Anhebung der Belastung in diskrete Inkremente unterteilt, so dass eine gute Annäherung zur linearen Belastungserhöhung erreicht wird. Diese Vorgehensweise wird aus der Darstellung der Spannungsverläufe für die Elemente 301, 305 und 310 ersichtlich.

7.1.2 Laborergebnisse

Aus dem Laborversuch Nr. 307 stehen Messergebnisse zur Verfügung, die zum Vergleich mit den Ergebnissen der numerischen Berechnung herangezogen werden können. Wie auch schon in den vorangegangenen Versuchsbeschreibungen dargestellt, werden als Messgrößen die axiale Stauchung und die Volumenänderung sowie die Ultraschallwellengeschwindigkeit über

die Versuchzeit erfasst und online ausgewertet. Daraus werden als mechanische Zustandsgrößen die Axialverzerrung ε_1 , die Dilatanz ε_{vol} und die Schädigung D abgeleitet. Der zeitliche Verlauf dieser gemessenen (ε_{vol}) oder aus Messgrößen abgeleiteten (ε_1 , D) Zustandsgrößen ist in Bild 7.3 und Bild 7.4 dargestellt.

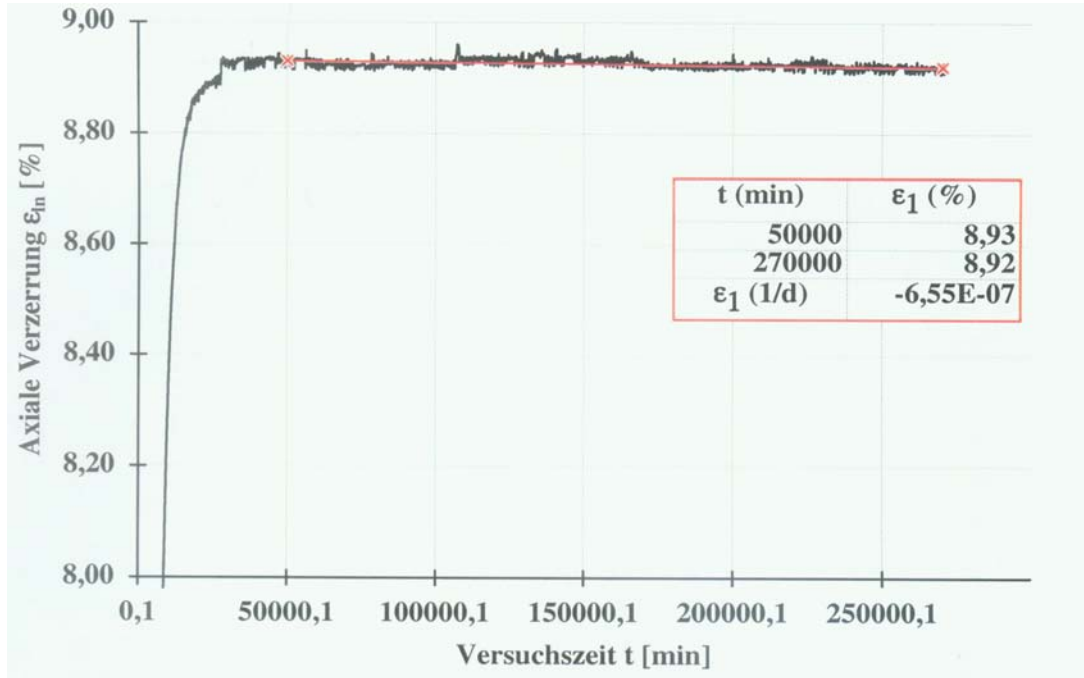


Bild 7.3: Zeitlicher Verlauf der Axialverzerrung im Laborversuch Nr. 307

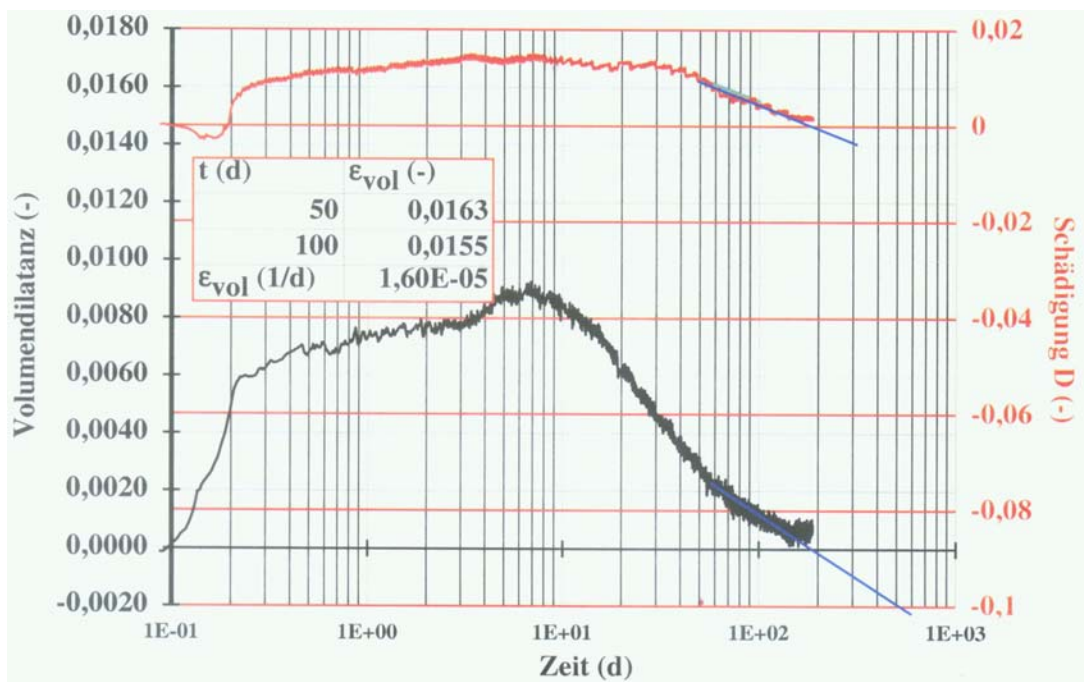


Bild 7.4: Zeitlicher Verlauf der Schädigung und der Dilatanz aus dem Laborversuch Nr. 307 mit logarithmischer Einteilung der Zeitachse

7.1.3 Ergebnisse der numerischen Berechnung

Für jedes der ausgewählten Elemente des Prüfkörpers werden nachfolgend die Spannungen, die Verzerrungen und die Schädigung/Dilatanz in ihrem zeitlichen Verlauf dargestellt.

Die Bilder 7.5, 7.8 und 7.11 zeigen die numerisch ermittelten Spannungen über der Zeit in je einem der für die Auswertung ausgewählten repräsentativen Gesteinselemente. Aufgrund der langen Versuchsdauer in der Verheilungsphase ist die ebenfalls in die rechnerische Simulation einbezogene Schädigungsphase in der Darstellung nicht erkennbar.

Die Bilder 7.6, 7.9 und 7.12 zeigen die zeitlich berechneten Verzerrungen in je einem der ausgewählten Elemente. Aufgetragen sind die Gesamtverzerrungen, bestehend aus einem elastischen Verzerrungsanteil, einem viskoplastischen Verzerrungsanteil und in der Rissrückbildungsphase aus einem verheilungsinduzierten Verzerrungsanteil. Der elastische Verzerrungsanteil ist in den Darstellungen nicht zu erkennen, da er etwa zwei Größenordnungen geringer ist als die Gesamtverzerrungen.

Die Bilder 7.7, 7.10 und 7.13 zeigen dementsprechend die Verläufe der Schädigung und der Dilatanz. Zum besseren Vergleich mit den aus dem Laborversuch bestimmten Messgrößen sind diese mit in den Bildern aufgetragen.

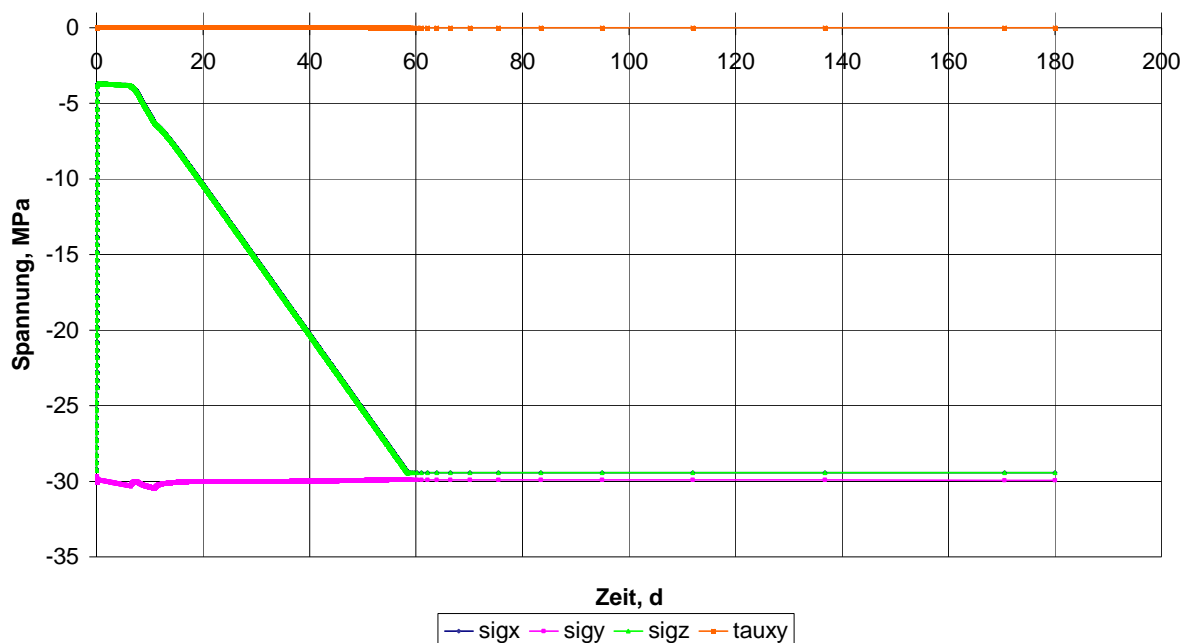


Bild 7.5: Zeitlicher Verlauf der Spannungen im Element 301

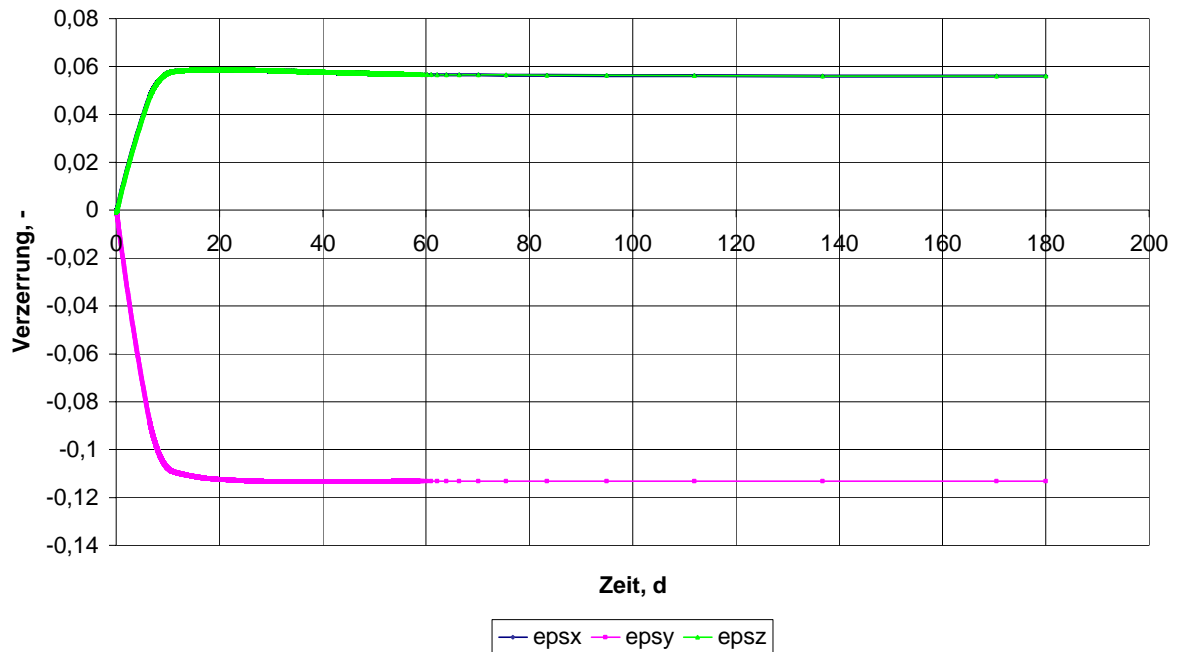


Bild 7.6: Zeitlicher Verlauf der Verzerrungen im Element 301

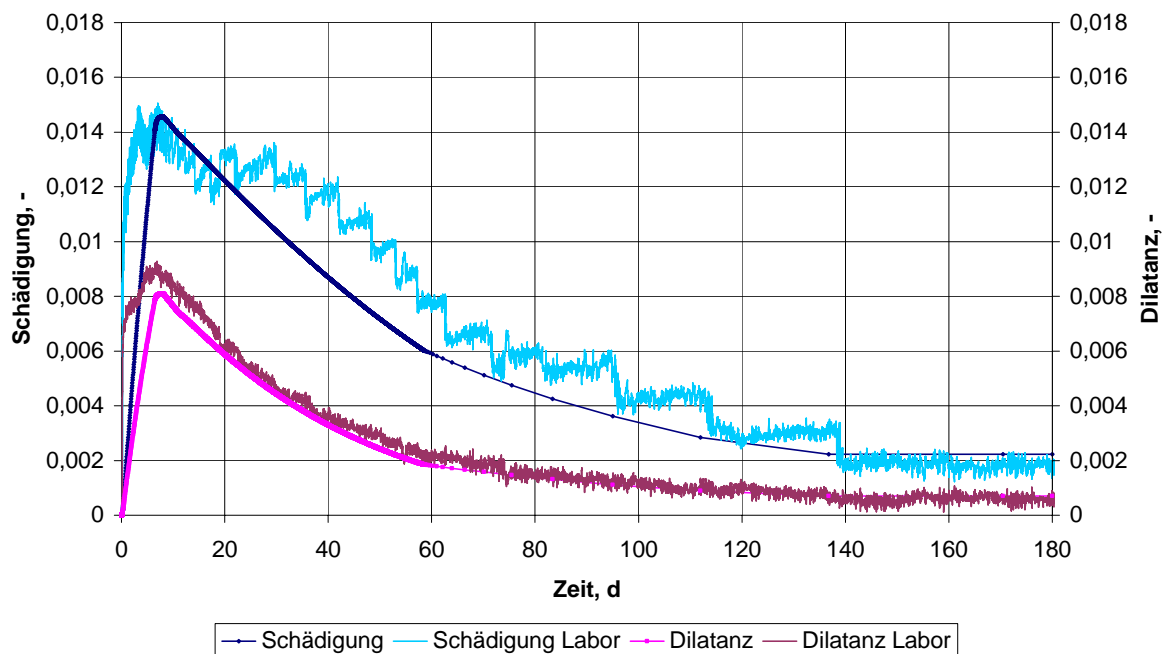


Bild 7.7: Zeitlicher Verlauf der Schädigung und Dilatanz im Element 301 im Vergleich mit den Laborwerten

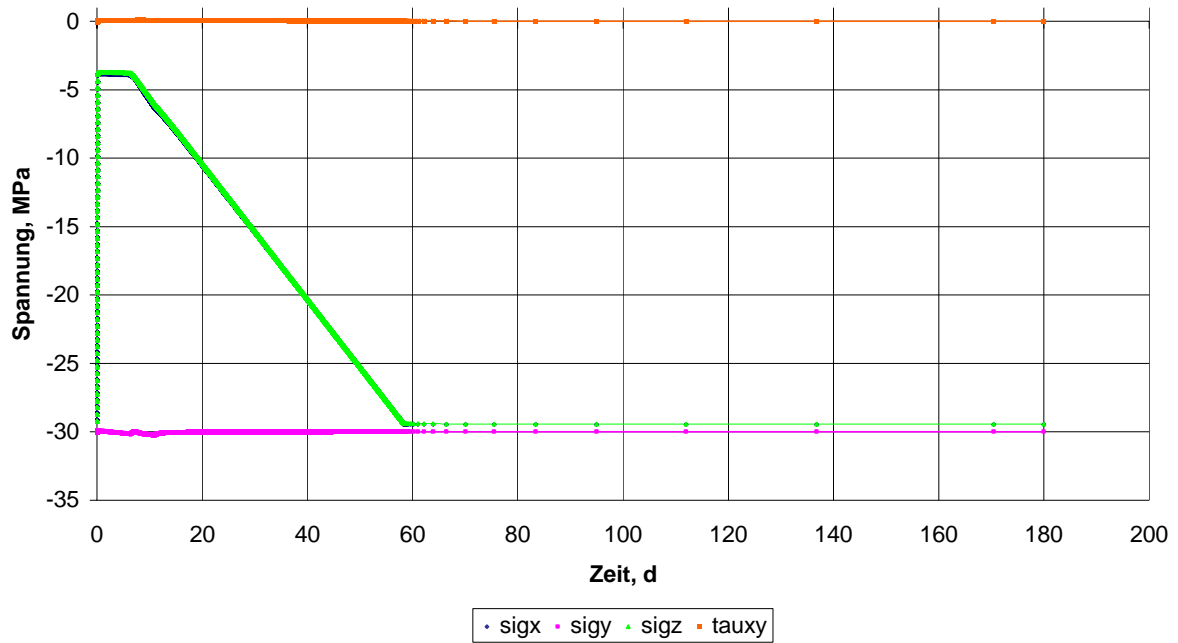


Bild 7.8: Zeitlicher Verlauf der Spannungen im Element 305

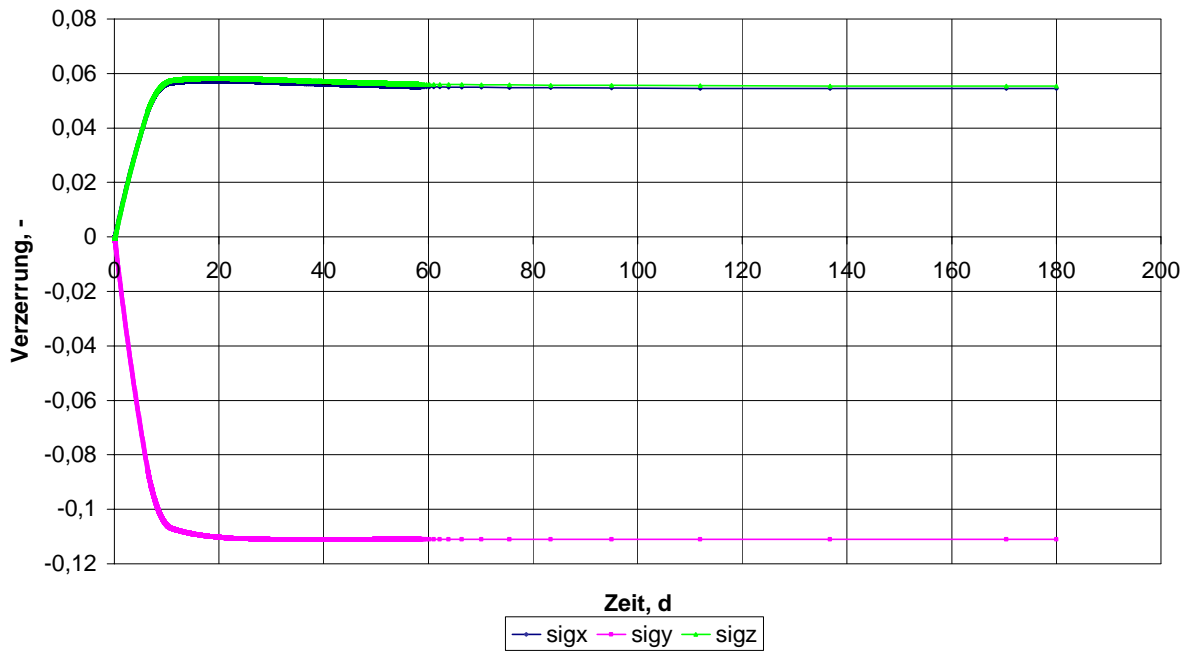


Bild 7.9: Zeitlicher Verlauf der Verzerrungen im Element 305

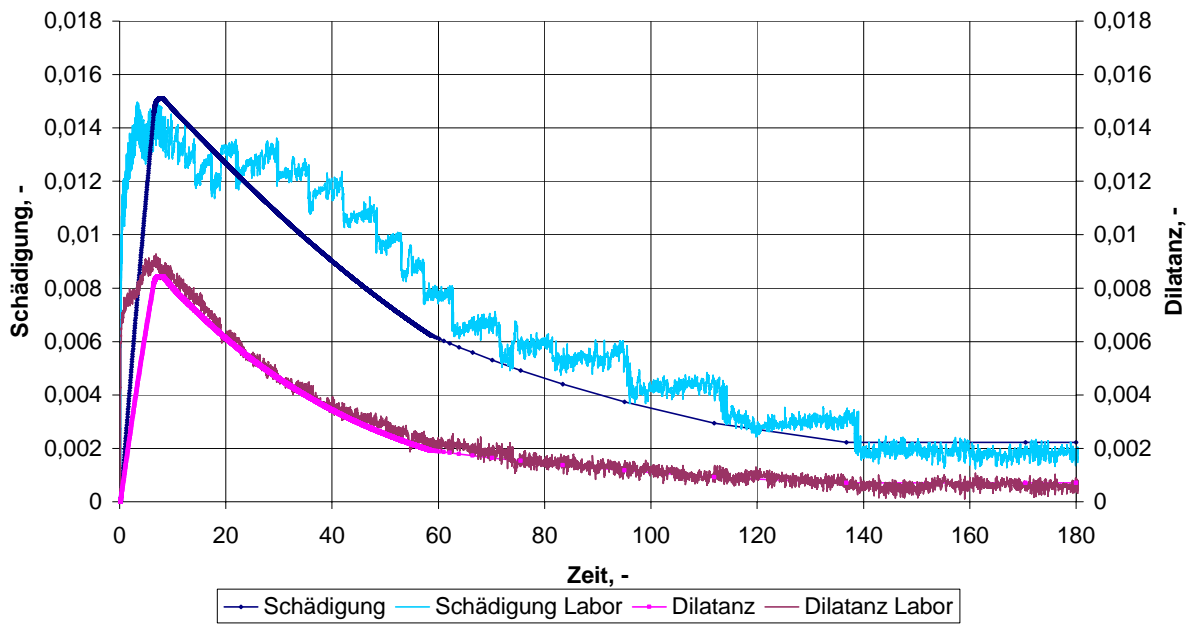


Bild 7.10: Zeitlicher Verlauf der Schädigung und Dilatanz im Element 305 im Vergleich mit den Laborwerten

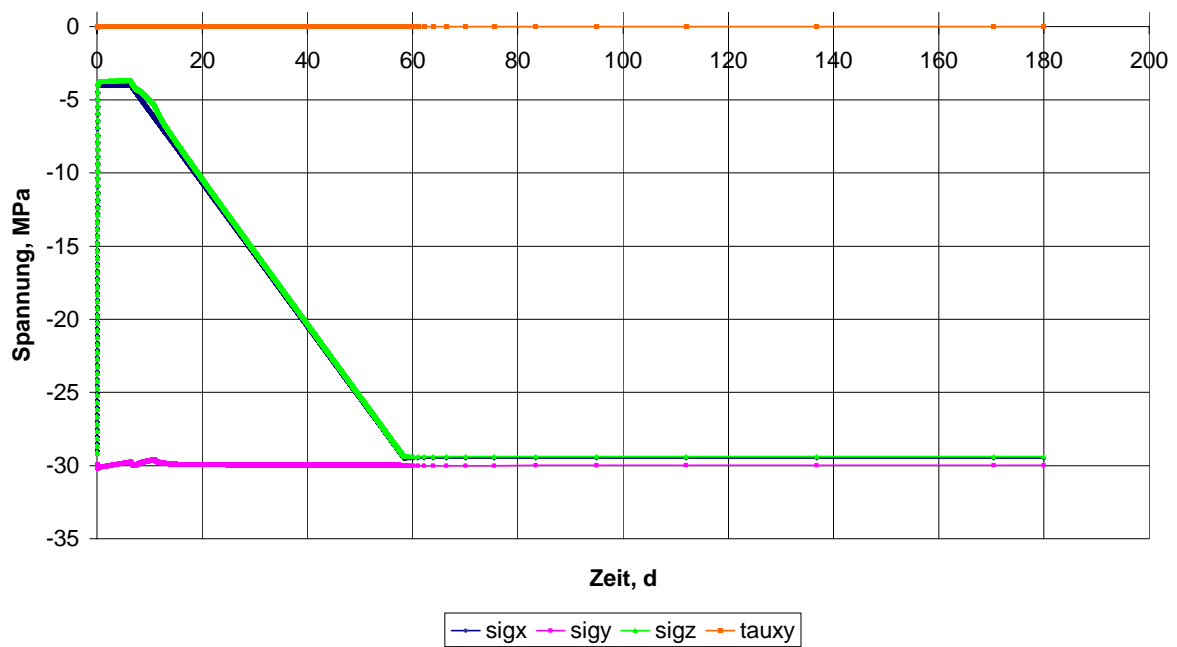


Bild 7.11: Zeitlicher Verlauf der Spannungen im Element 310

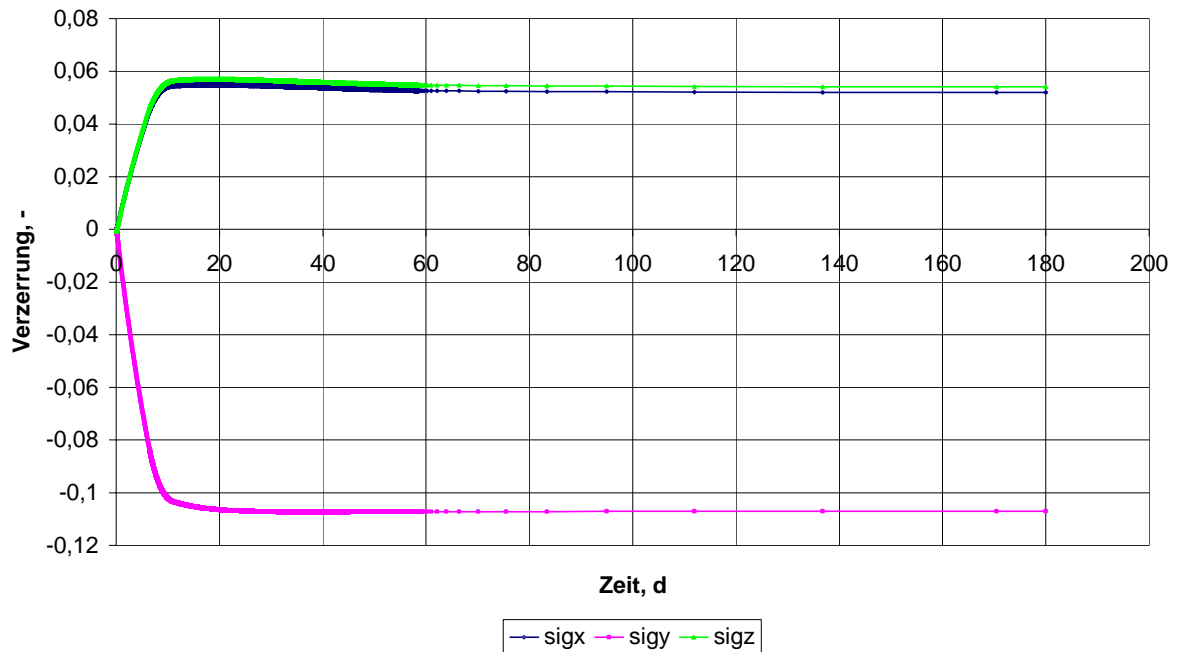


Bild 7.12: Zeitlicher Verlauf der Verzerrungen im Element 310

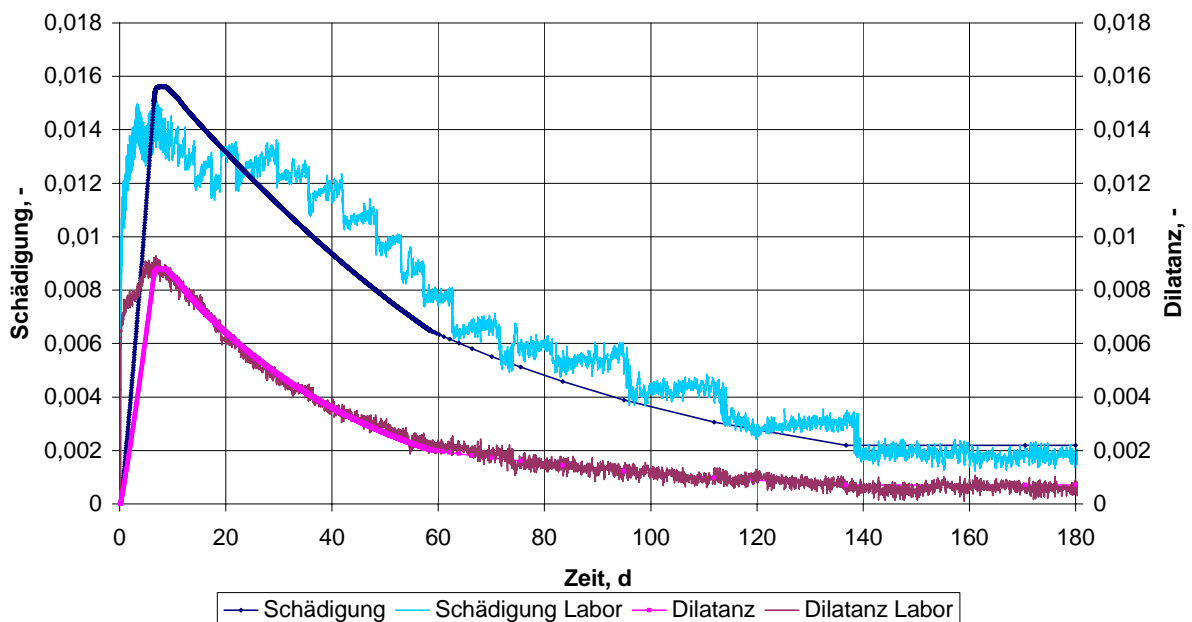


Bild 7.13: Zeitlicher Verlauf der Schädigung und Dilatanz im Element 310 im Vergleich mit den Laborwerten

Es zeigt sich, dass Schädigung und Dilatanz rechnerisch nicht gleichmäßig über die Querschnittsfläche des Prüfkörpers induziert werden. Am Rand des Prüfkörpers (Element 310) werden größere Zahlenwerte berechnet als in der Mitte des Prüfkörpers (Element 301). Die

Bilder zeigen daher, abhängig vom jeweiligen Element, eine mehr oder weniger gute Übereinstimmung der Berechnungswerte zu den Labormesswerten. Da Schädigung und Dilatanz im Laborversuch nur integral für den Prüfkörper insgesamt erfasst werden, ist zusätzlich mit Bild 7.14 ein Diagramm erstellt worden, in dem in Annäherung an den integralen Messwert die Schädigung und die Dilatanz aus den Elementen 301, 305 und 310 gemittelt dargestellt werden und mit den Laborwerten verglichen werden. Die Übereinstimmung der gemittelten berechneten Werte mit den laborativ ermittelten Messwerten ist sehr gut.

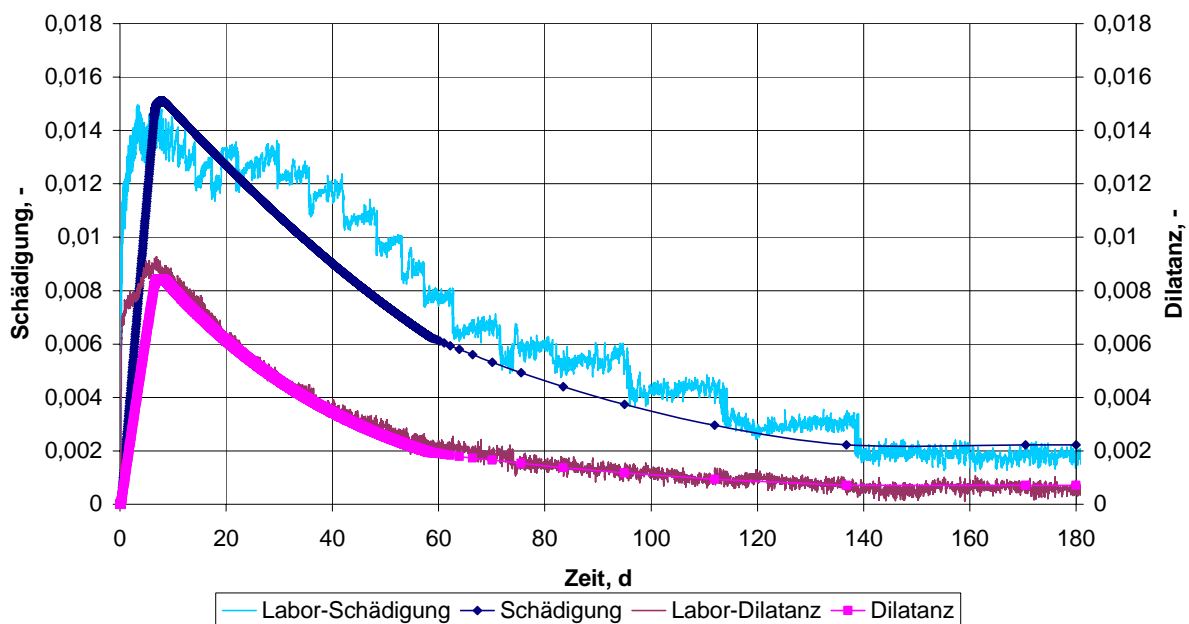


Bild 7.14: Schädigung und Dilatanz (gemittelt) im Vergleich mit den Laborwerten

An dem Vergleich der Messwertkurven mit denen der numerisch berechneten Verläufe für Schädigung und Dilatanz ist zu erkennen, dass eine gute Übereinstimmung nach Maß und Zahl zwischen Laborversuch und numerischer Berechnung vorliegt.

Zur weiteren Überprüfung der Güte der numerischen Berechnung im direkten Vergleich zu den Laborbefunden zeigt Bild 7.15 den Schädigungs- und Dilatanzrückgang in halblogarithmischer Darstellung. Insbesondere die nur noch minimalen Änderungen von Schädigung und Dilatanz in der Riss-schließungsphase 3 (Verheilungsphase) können in dieser Darstellungsform besser erkannt werden.

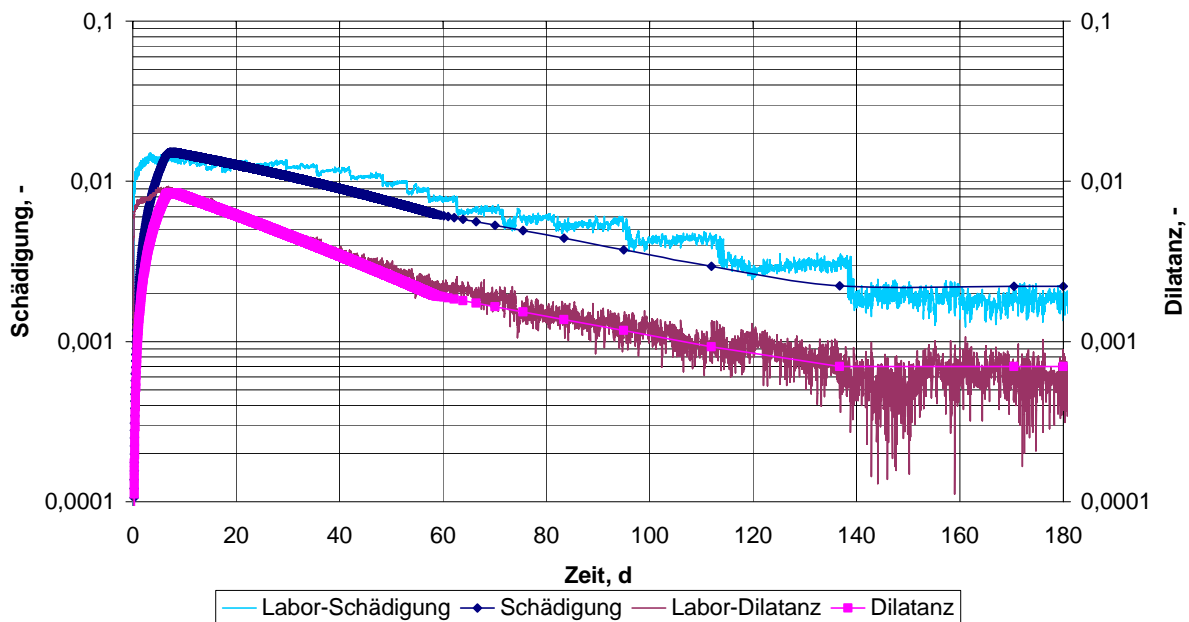


Bild 7.15: Zeitlicher Verlauf der Schädigung und Dilatanz (gemittelt) im Vergleich mit den Laborwerten, logarithmische Darstellung der Dilatanz und der Schädigung

Über diesen Vergleich hinaus werden auch die Axialverzerrungen und die Verformungen aus dem Laborversuch und aus der numerischen Berechnung miteinander verglichen. Bild 7.16 und Bild 7.17 zeigen die Verteilung der Axialverzerrungen entlang der Prüfkörperachse bzw. der Mantelfläche des Prüfkörpers. Die Bilder 7.18 und 7.19 zeigen die berechneten Verformungen.

Die gemessene Axialverzerrung zeigt Bild 7.3 im Hinblick auf einen Vergleich.

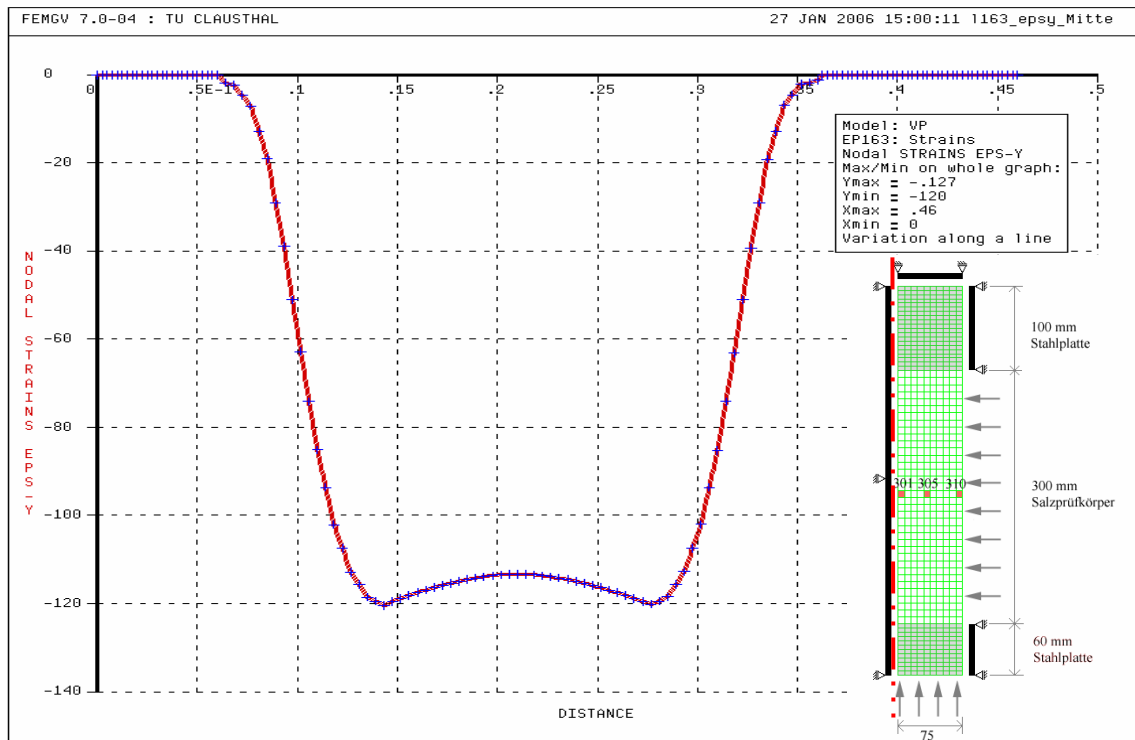


Bild 7.16: Axialverzerrungen entlang der Prüfkörpermitte (Vertikalschnitt durch Element 301) zum Versuchsende, $t = 180 d$ in ‰ (einschließlich Stahlplatten)

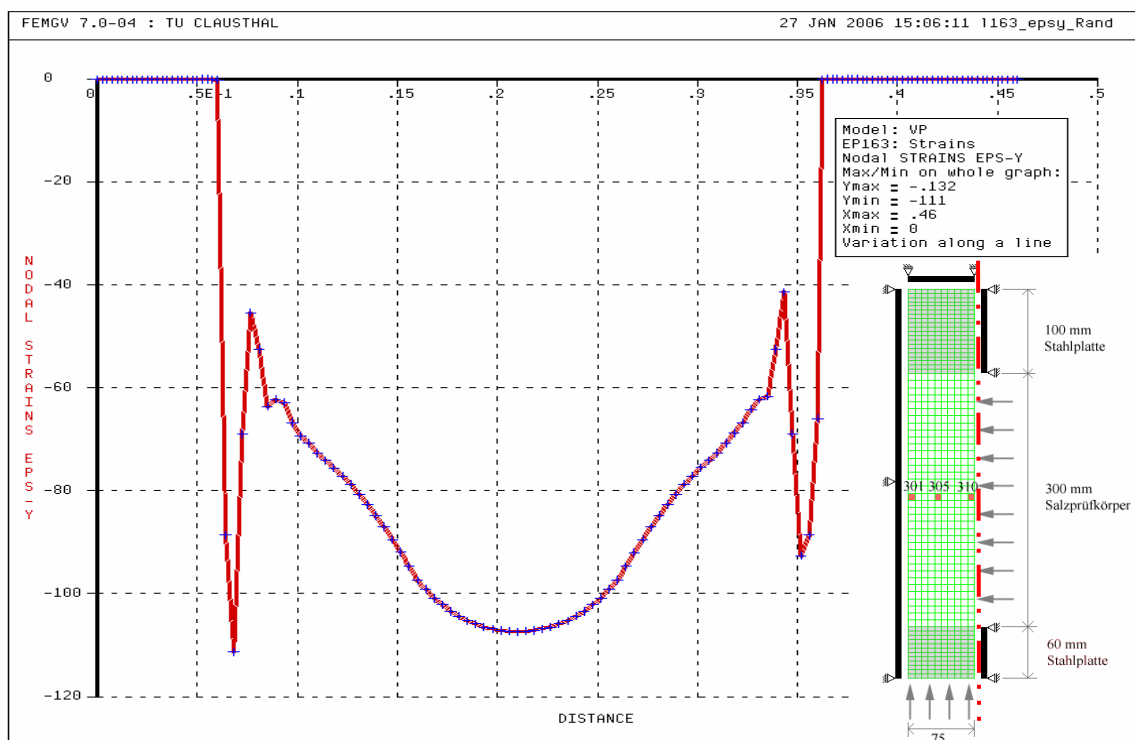


Bild 7.17: Axialverzerrungen entlang der Prüfkörperaußenkante (Vertikalschnitt durch Element 310) zum Versuchsende, $t = 180 d$ in ‰ (einschließlich Stahlplatten)

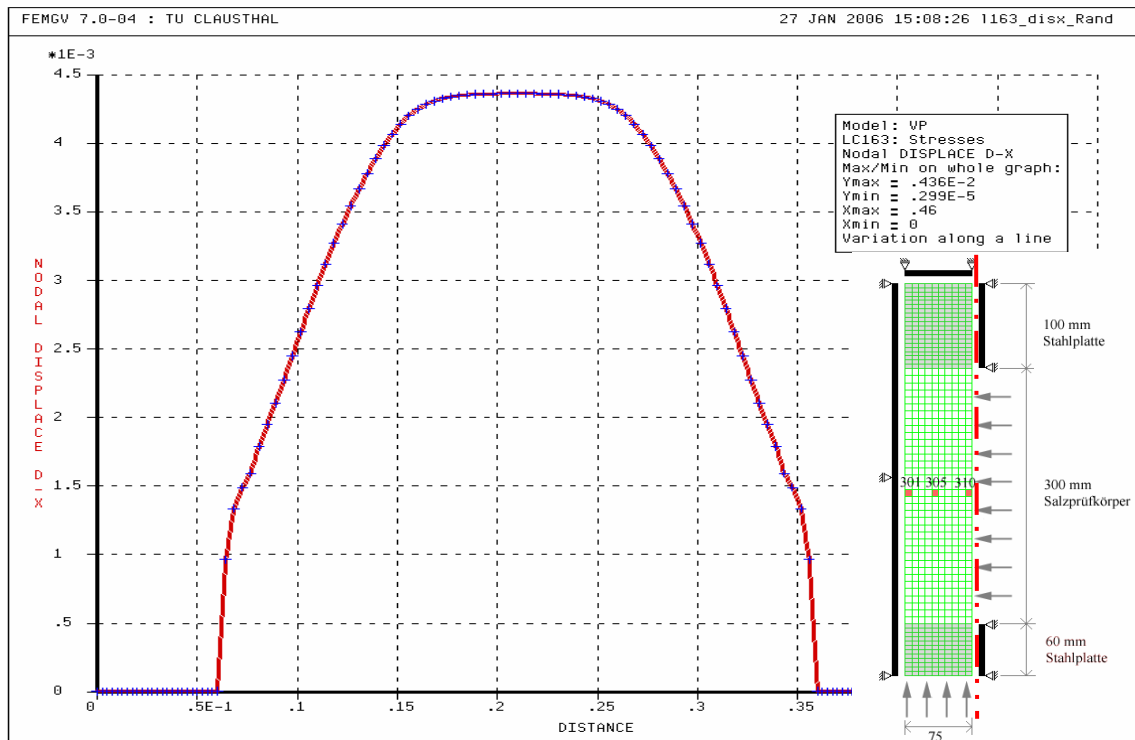


Bild 7.18: Horizontalverformungen entlang der Prüfkörperaußenkante (Vertikalschnitt durch Element 310) zum Versuchsende, $t = 180 d$ in m einschließlich Stahlplatten)

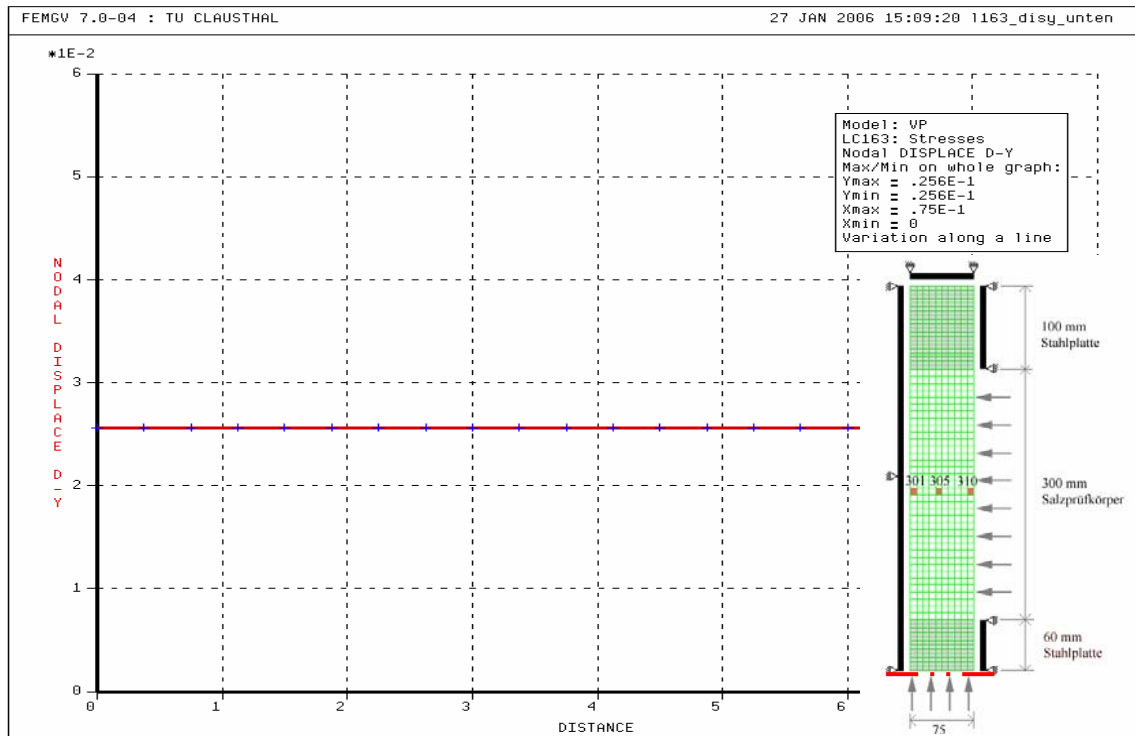


Bild 7.19: Vertikalverformungen an der Unterseite der Stahlplatte zum Versuchsende, $t = 180 d$ in m

7.1.4 Zusammenfassender Vergleich der Ergebnisse aus der numerischen Berechnung mit den laborativen Befunden

Die Berechnungsergebnisse werden nachstehend zusammenfassend im Vergleich zu den Messwerten diskutiert.

Spannungen:

Die Darstellung des zeitlichen Spannungsverlaufs für die ausgewählten Gesteinselemente zeigt eine gute Übereinstimmung mit den Randbedingungen und den zu erwartenden Ergebnissen (= homogenes Spannungsfeld im mittleren Bereich des Prüfkörpers). Damit liegt ein überzeugender Beleg für die Qualität der modifizierten physikalischen Modellierung und der numerischen Simulation vor.

Verzerrungen und Verformungen:

Aus den Messdaten des Laborversuchs ist die Axialstauchung ermittelt worden. Die logarithmisch korrigierte Axialverzerrung beträgt etwa $\varepsilon_{\ln} = 8,9 \%$, Bild 7.3. Dieses Maximum wird erreicht nach etwa 30000 min, entsprechend $t = 20,83$ d. Zu diesem Zeitpunkt ist der Lateraldruck auf etwa $\sigma_{2,3} = 11$ MPa angestiegen. Die Axialspannung beträgt konstant $\sigma_1 = 30$ MPa. Werden die numerischen Ergebnisse zum Vergleich herangezogen, so werden für die repräsentativ ausgewählten Elemente 301, 305 und 310 Axialverzerrungen von $\varepsilon_{1,301} = 11,5 \%$ zum Zeitpunkt $t = 27$ d, $\varepsilon_{1,305} = 11 \%$ zum Zeitpunkt $t = 25$ d sowie $\varepsilon_{1,310} = 10,5 \%$ zum Zeitpunkt $t = 25$ d erhalten. Der Zeitpunkt der maximalen Verzerrung wird damit in der Größenordnung zutreffend abgebildet. Allerdings sind die Verzerrungen nur lokale Werte für die Elemente 301, 305 und 310. Die aus dem Laborversuch abgeleiteten Verzerrungen beziehen sich dagegen integral auf den gesamten Prüfkörper. Im Bereich der Stahlplatten mit behinderter Querdehnung sind die Verzerrungen geringer als in der Prüfkörpermitte, wo sich der Prüfkörper bei abgesenktem Manteldruck frei verformen kann. Wird eine Mittelwertberechnung der Axialverzerrungen für die einzelnen Knotenpunkte des FE-Modells durchgeführt, so wird eine befriedigende Übereinstimmung zwischen dem Zahlenwert für die gemittelten Axialverzerrungen $\varepsilon_{\text{mittel}} = 8,64 \%$ und dem Zahlenwert für die Axialverzerrungen aus dem Laborversuch von $\varepsilon_{\ln} = 8,9 \%$ erhalten.

Aus der Verzerrung von $\varepsilon_{\text{mittel}} = 8,64 \%$ lässt sich aufgrund der Prüfkörperhöhe von $l = 300$ mm eine Axialverformung von $u_y = 25,66$ mm berechnen bzw. aus Bild 7.19 ablesen. Die gemessene Axialverformung aus Laborversuch beträgt $u_y = 29,67$ mm.

Schädigung und Dilatanz:

Abschließend sollen noch die Verläufe von Schädigung und Dilatanz miteinander verglichen werden. Integral über den Prüfkörper ergibt sich aus dem Laborversuch eine maximale Schädigung von $D = 1,5 \%$ zum Zeitpunkt $t = 7 \text{ d}$, während für die Dilatanz ein maximaler Zahlenwert von $\varepsilon_{\text{vol}} = 0,9 \%$ erhalten wird. Schädigung und Dilatanz sind auf halber Höhe des Prüfkörpers am größten, weil die Einflüsse der Stahlplatten hier nicht wirksam werden. Aus diesem Grund sollen die drei als repräsentativ ausgewählten Elemente 301, 305 und 310 für den Vergleich herangezogen werden, für die die maximale Schädigung bzw. die maximale Dilatanz erhalten worden ist. Die Werte variieren zwischen $D = 1,45 \%$ (Element 301) und $D = 1,55 \%$ (Element 310 an der Kontur des Prüfkörpers). Integral wurde aus den Versuchsdaten eine Schädigung von $D = 1,5 \%$ ermittelt, rechnerisch wird ebenfalls ein Mittelwert von $D_{\text{mittel}} = 1,5 \%$ erhalten. Der Zeitpunkt der maximalen Schädigung wurde im Laborversuch bei etwa $t = 7 \text{ d}$ erreicht. Im Element 301 wird die maximale Schädigung mit $\max D_{301} = 1,45 \%$ nach etwa $t_{301} = 7 \text{ d}$ erreicht, während im Element 305 $\max D_{305} = 1,5 \%$ nach $t_{305} = 7-8 \text{ d}$ und im Element 310 $\max D_{310} = 1,55 \%$ nach $t_{310} = 7-8 \text{ d}$ erreicht werden. Auch hier ist eine sehr gute Übereinstimmung mit den Labormesswerten gegeben. Weitere Zahlenwerte für den Vergleich der Laborbefunde und der Berechnungsergebnisse sind in Tabelle 7.2 aufgeführt.

	<i>Element 301</i>	<i>Element 305</i>	<i>Element 310</i>	<i>Mittelwert 301,305,310</i>	<i>Labor- versuch</i>
<i>Schädigung, max., %</i>	1,45	1,5	1,55	1,5	1,5
<i>Schädigung, max. /Zeit, d</i>	7	Ca. 7-8	Ca. 7-8	---	7
<i>Schädigung, 60 d, %</i>	0,6	0,61	0,64	0,62	0,7
<i>Schädigung, Versuchsende, %</i>	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2
<i>Dilatanz, max., %</i>	0,8	0,85	0,9	0,85	0,9
<i>Dilatanz, max. /Zeit, d</i>	7	Ca. 7-8	Ca. 7-8	---	7
<i>Dilatanz, 60 d, %</i>	0,18	0,18	0,19	0,185	0,2
<i>Dilatanz, Versuchsende, %</i>	0,08	0,08	0,08	0,08	0,08

Tabelle 7.2: Gegenüberstellung der Ergebnisse der numerischen Berechnung mit denen des Laborversuchs 307

Die Tabellenwerte zeigen die insgesamt gute Übereinstimmung der numerischen Berechnungsergebnisse mit den Befunden aus dem Laborversuch.

8 Entwicklung eines geeigneten Porositäts-Permeabilitäts-Ansatzes

Steinsalz ist im primären Zustand unter Einwirkung des Gebirgsdrucks flüssigkeits- und gasdicht. Bei sekundären Beanspruchungszuständen, die die Gefügefestigkeit überschreiten, entwickelt sich eine Sekundärpermeabilität, die auch von der Orientierung des sekundären Spannungsfelds abhängig ist und damit einen anisotropen Charakter aufweist.

Versuche von *Stormont (1997)* haben gezeigt, dass mit Zunahme der Dilatanz nach Überschreitung eines Grenzwertes $\varepsilon_{vol,0}$ die Hauptpermeabilität K_1 rasch ansteigt, während sich dann bei weiter zunehmender Dilatanz die Zunahme dieser Hauptpermeabilität K_1 verlangsamt und nur noch etwa linear mit der Dilatanz weiter ansteigt. Das Poro-Perm-Modell muss also diesen dilatanzbezogenen Sachverhalt berücksichtigen.

Eine zweite Abhängigkeit der Sekundärpermeabilität besteht hinsichtlich der minimalen Sekundärspannung. Wird die Hauptpermeabilität K_1 in Abhängigkeit von der Minimalspannung σ_3 aufgetragen, so wird ein Kurvenverlauf erwartet, wie er in Bild 8.4 dargestellt ist. Bei geringen Minimalspannungen σ_3 liegt ein für die Permeabilitätsrückbildung ungünstiger Beanspruchungszustand vor, so dass die Hauptpermeabilität K_1 am größten sein muss. Mit ansteigender Minimalspannung σ_3 fällt die Hauptpermeabilität dann monoton ab. Im Gegensatz dazu zeigt Bild 8.1 die Hauptpermeabilität K_1 , die sich ergibt, wenn der Ansatz von *Hou (2002)* angewendet wird.

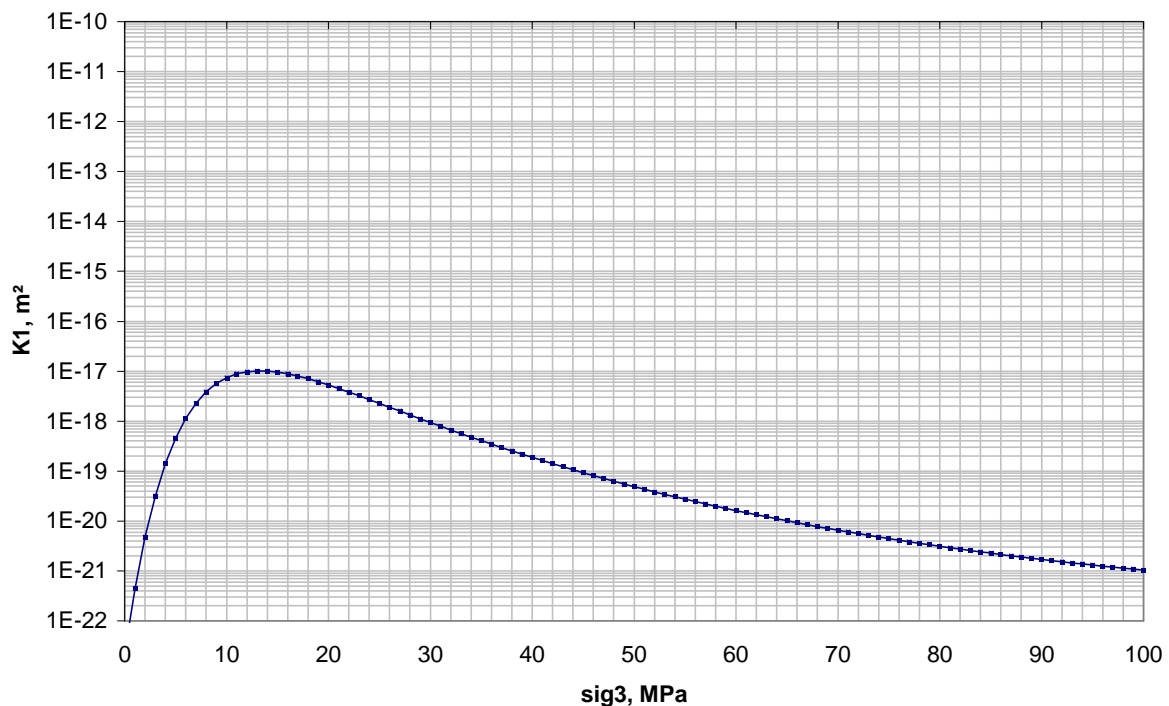


Bild 8.1: Verlauf der Permeabilität in Abhängigkeit von der Minimalspannung nach der Poro-Perm-Relation von Hou (2002) in halblogarithmischer Darstellung

Die Kurve aus Bild 8.1 ergibt sich, wenn eine Ausgangsdilatanz von $\varepsilon_{vol} = 0,0001$ zugrunde gelegt wird und ansonsten die in *Hou (2002)* und hier nicht weiter beschriebenen Gleichungen und Parameter angewendet werden.

Aus Bild 8.1 ist auch zu ersehen, dass der von *Hou (2002)* vorgeschlagene Poro-Perm-Ansatz physikalisch wenig plausible Ergebnisse zeigt, da bei der Minimalspannung von $\sigma_3 = 0$ MPa die Permeabilität auch am größten sein muss und mit weiterer Zunahme der Minimalspannung σ_3 dann monoton abnehmen muss. Aus diesem Grund ist die Herleitung eines neuen, besser geeigneten Poro-Perm-Ansatzes erforderlich. Die Anforderungen an den neu zu entwickelnden Poro-Perm-Ansatz sind in *Hou (2002)* vorgestellt und werden als Grundlage auch für den neuen Ansatz herangezogen.

Die zugrunde gelegten und in *Hou (2002)* zitierten Versuche und qualitativen Zusammenhänge der Versuchsergebnisse zeigen nach Bild 8.2 einen dilatanzbezogenen Permeabilitätsverlauf, der bei logarithmischer Auftragung in drei Bereiche mit jeweils linearem Verlauf und unterschiedlicher Steigung n unterteilt werden kann.

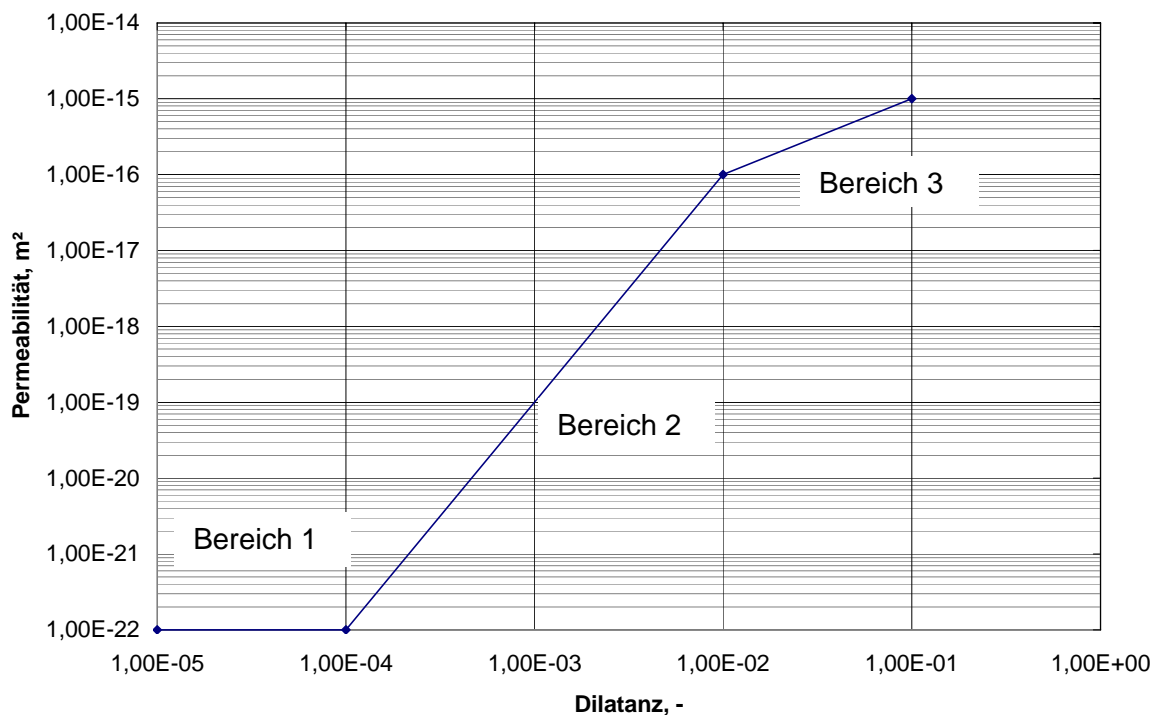


Bild 8.2: Abstrahierte dilatanzbezogene Permeabilitätsfunktion in halblogarithmischer Darstellung

Zu unterscheiden sind folgende Bereiche:

Bereich1: Bis zum Grenzwert $\varepsilon_{vol,0}$ steigt trotz Zunahme der Dilatanz die Permeabilität nicht an.

Bereich 2: Nach Überschreiten des Grenzwertes $\varepsilon_{vol,0}$ steigt die Permeabilität überlinear an.

Bereich 3: Bei großer Dilatanz entwickelt sich die Permeabilität linear zur Dilatanz.

Die Funktion $n(\varepsilon_{vol}, \sigma_3)$ beschreibt qualitativ die Steigung der gesuchten Permeabilitätsfunktion in den Bereichen 2 und 3. Sie wurde aus *Hou (2002)* entnommen. Es folgt:

$$n = 1 + d \cdot \exp(e(-\varepsilon_{vol}) - f \cdot \sigma_3) \quad (8.1)$$

mit

ε_{vol}	Dilatanz, -
σ_3	Minimalspannung, MPa
d	Parameter, $d = 2$
e	Parameter, $e = 300$
f	Parameter, $f = 0,17$

Da die Funktion der Steigung n bekannt ist und diese gleichzeitig die erste Ableitung der gesuchten Permeabilitätsfunktion darstellt, muss die Steigungsfunktion n integriert werden.

Es gilt:

$$n = \frac{\partial(\lg(K_1))}{\partial(\lg(\varepsilon_{vol}))} \quad (8.2)$$

Und für die Hauptpermeabilität K_1 gilt damit:

$$K_1 = 10^{\lg(K_0) + \left\langle \int_{\lg(\varepsilon_{vol,0})}^{\lg(\varepsilon_{vol})} \frac{\partial(\lg(K_1))}{\partial(\lg(\varepsilon_{vol}))} d(\lg(\varepsilon_{vol})) \right\rangle} \quad (8.3)$$

mit

K_0	Primärpermeabilität, m^2
$\lg(\varepsilon_{vol,0})$	Grenzwert, ab dem ein Anstieg der Permeabilität erfolgt, -

Wird $\lg(\varepsilon_{vol}) > \lg(\varepsilon_{vol,0})$, dann wird der Integralausdruck größer als Null und der Permeabilitätszuwachs wird auf die Primärpermeabilität aufaddiert. In anderen Fällen bleibt die Heaviside-Sprungfunktion $\langle \dots \rangle = 0$ und die Hauptpermeabilität entspricht der Primärpermeabilität.

Um die Hauptpermeabilität K_1 berechnen zu können, muss der Integralterm

$$\int_{\lg(\varepsilon_{vol,0})}^{\lg(\varepsilon_{vol})} \frac{\partial(\lg(K_1))}{\partial(\lg(\varepsilon_{vol}))} d(\lg(\varepsilon_{vol}))$$

gelöst werden. Es folgt:

$$\int_{\lg(\varepsilon_{\text{vol},0})}^{\lg(\varepsilon_{\text{vol}})} (1 + d \cdot \exp(e(-\varepsilon_{\text{vol}}) - f \cdot \sigma_3)) d(\lg(\varepsilon_{\text{vol}})) =$$

$$\lg(\varepsilon_{\text{vol}}) - \lg(\varepsilon_{\text{vol},0}) + d \cdot \exp(-f\sigma_3) \frac{1}{\ln(10)} (\text{Ei}(-e\varepsilon_{\text{vol}}) - \text{Ei}(-e \cdot 10^{\lg(\varepsilon_{\text{vol},0})})) \quad (8.4)$$

mit

$$\text{Ei, Exponentialintegral: } \text{Ei}(x) = \int_{-\infty}^x \frac{e^t}{t} dt = C + \ln|x| + \sum_{i=1}^{\infty} \frac{x^i}{i \cdot i!} \quad (8.5)$$

mit

$$C = 0,577215... = \lim_{k \rightarrow \infty} \left(\sum_{i=1}^k \frac{1}{i} - \ln(k) \right), \text{ Euler-Konstante} \quad (8.6)$$

Gegenüber dem Ansatz von *Hou (2002)* sind nur noch drei Parameter übrig, von denen der Zahlenwert für $d = 2$ aufgrund der in der Literatur dokumentierten und durchgeführten Versuche festgelegt wurde. Die weiteren Parameter wurden mit $e = 300$ und $f = 0,17$ abgeschätzt und befinden sich in vergleichbaren Größenordnungen zu *Hou (2002)*, wo Zahlenwerte von $e = 500$ und von $f = 0,2$ angesetzt worden sind.

Nachstehend werden mit den Bildern 8.3, 8.4 und 8.5 drei Bilder gezeigt, die die generelle Eignung des pps-Ansatzes belegen.

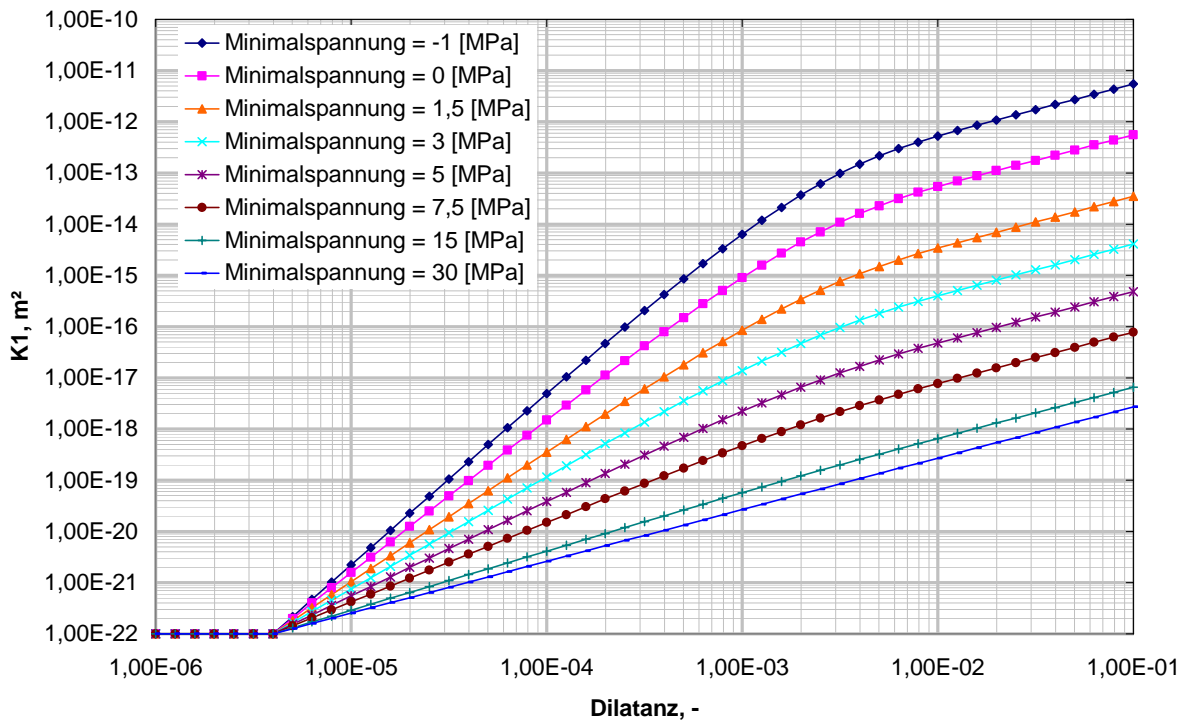


Bild 8.3: Dilatanz-Permeabilitätsdiagramm in doppeltlogarithmischer Darstellung

Aus den Versuchen von *Stormont (1990)* und den Beschreibungen von *Hou (2002)* ist zu entnehmen, dass eine sehr kleine Dilatanz noch keine Permeabilitäts erhöhungen zur Folge hat. Dieser Befund ist im pps-Ansatz berücksichtigt. Erst ab einer Anfangsdilatanz von $\varepsilon_{\text{vol},0} = 3 \cdot 10^{-06}$ steigt mit weiterer Zunahme der Dilatanz die Permeabilität an, siehe Bild 8.3. Der Grenzwert von $\varepsilon_{\text{vol},0} = 3 \cdot 10^{-06}$ wurde für sinnvoll erachtet, weil beim Verheilungsprozess in der Verheilungsphase eine Dilatanz in der Größenordnung von $\varepsilon_{\text{vol}} = 10^{-04} = 0,1 \text{ ‰}$ durchaus zu vernetzten Wegsamkeiten führen kann.

In Bild 8.3 ist eine Zweiteilung des Ansatzes gut zu erkennen: Für $\sigma_3 < 7 \text{ MPa}$ liegt ein bilinearer Verlauf vor, während für $\sigma_3 > 7 \text{ MPa}$ die Funktion nahezu linear verläuft (violette und braune Linien), d. h. die Permeabilität nimmt mit der Dilatanz linear zu.

Bild 8.4 zeigt, dass der neue pps-Ansatz den Zuwachs der Permeabilität bei kleinen Minimalspannungen zutreffender beschreibt als der Ansatz von *Hou (2002)*. Die Funktion ist grundsätzlich monoton fallend und erfüllt damit eine zentrale Anforderung an die Plausibilität, d. h., das bei *Hou (2002)* beobachtete und in Bild 8.1. visualisierte physikalisch unsinnige Phänomen, dass für kleine Dilatanzen bei zunehmender Minimalspannung ein Anstieg der Permeabilität auftritt, zeigt sich nicht mehr.

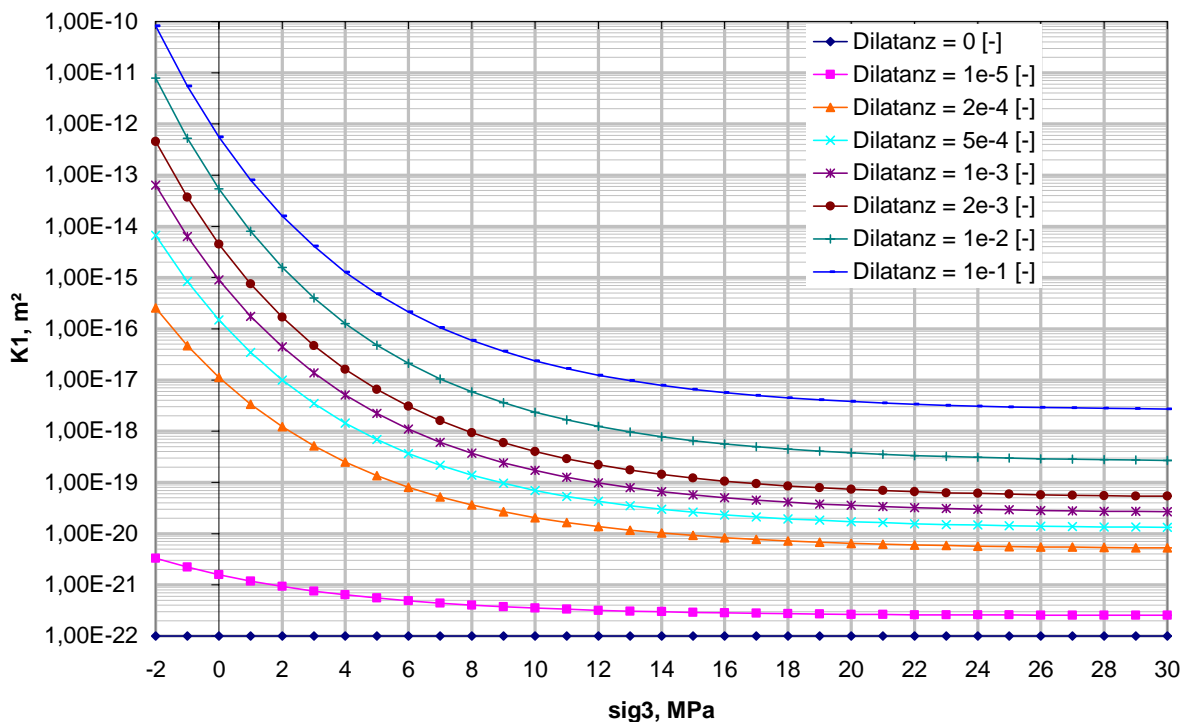


Bild 8.4: Minimalspannungs-Permeabilitätsdiagramm in halblogarithmischer Darstellung

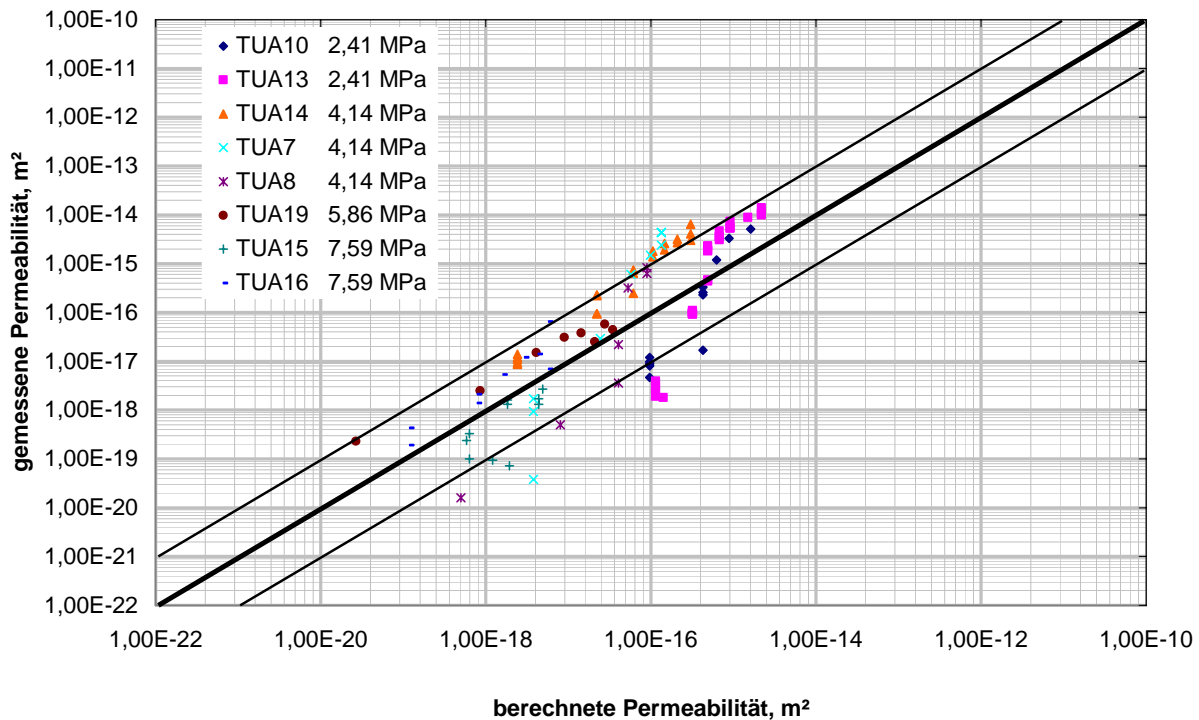


Bild 8.5: Vergleich gemessener und berechneter Permeabilitäten in doppeltlogarithmischer Darstellung, Daten von Stormont, vgl. Hou (2002)

Der abschließende Vergleich gemessener und berechneter Permeabilitäten in Bild 8.5 zeigt eine gute Übereinstimmung mit einer Toleranz von einer Größenordnung. Diesem Diagramm liegen Versuche zugrunde, bei denen in Abhängigkeit der Minimalspannung und Dilatanz die Permeabilität gemessen wurde. Die Minimalspannung und Dilatanz aus den Versuchen wurde in den pps-Ansatz eingesetzt und so die rechnerische Permeabilität ermittelt. Es ist ersichtlich, dass bis auf wenige Ausreißer eine in der Größenordnung gute Übereinstimmung zwischen gemessenen und berechneten Permeabilitäten vorliegt. Grundsätzlich darf die in Bild 8.5 ausgewiesene und in Gl. (8.3) als Primärpermeabilität eingeführte Grenz-Permeabilität von $K_0 = 10^{-22} \text{ m}^2$, die damit größer als Null ist, nicht darüber hinwegtäuschen, dass das Salzgebirge tatsächlich undurchlässig ist. Messtechnisch ermittelte Primärpermeabilitäten liegen im Bereich von Messungenauigkeiten, zurückzuführen auf Vorschädigungen der Prüfkörper. Erfahrungen in Form von fluid inclusions und Laugennestern im Salzgebirge sowie langfristig dichten untertägigen Kavernenspeichern und Erfahrungen aus Laborversuchen zur Durchströmung (z.B. vorlaufende Schädigungsrückbildung durch Rekompaktion bzw. Durchführung von Versuchen an Bohrkernmaterial aus Untertagebohrungen) belegen diese Aussage. Der angesetzte Wert für die Primärpermeabilität markiert den Grenzwert der Messungen und zeigt den Startpunkt der Permeabilitätszunahme in dem pps-Ansatz an.

9 Anwendung des phs-Stoffmodells an der mit einem Tübbing ausgebauten Strecke im Forschungsbergwerk Asse unter besonderer Berücksichtigung der Permeabilität

9.1 Die Tübbingausbaustrecke – Ausgangssituation

Auf der 700 m-Sohle des Forschungsbergwerks Asse wurde eine im Jahr 1911 aufgefahrene Strecke zu Testzwecken nach drei Jahren Standzeit im Jahr 1914 auf einer Länge von 25 m mit einem Gusseisentübbingausbau versehen. Die zwischen Tübbingausbau und Strecke verbleibenden Zwischenräume sind ausbetoniert worden. Die Bilder 9.1 und 9.2 verdeutlichen die Situation.

Aufgrund des insgesamt relativ steifen Streckenausbaus ist anzunehmen, dass in der ehemaligen Streckenkontur im Steinsalz im Lauf der jahrzehntelangen Standzeit eine Verheilung der Auflockerungszone stattgefunden hat. Aus diesem Grunde wurden von der *GRS (2001)* im Rahmen des *ALOHA2*-Projekts Permeabilitätsmessungen durchgeführt. Hierfür sind drei 7 m lange Bohrungen durch den Tübbingausbau ins Salz gestoßen worden: eine Bohrung im Stoß horizontal, eine unter einem Winkel von 45° und die dritte vertikal in die Sohle. Zum Vergleich wurde eine weitere vertikale Bohrung außerhalb des Tübbingausbaus in die Sohle des benachbarten offen gehaltenen Streckenteils niedergebracht. Auf diese Weise konnten die Permeabilitäten verglichen werden, die sich nach 85 a Standzeit in der Sohle der offenen und der ausgebauten Strecke entwickelt haben.

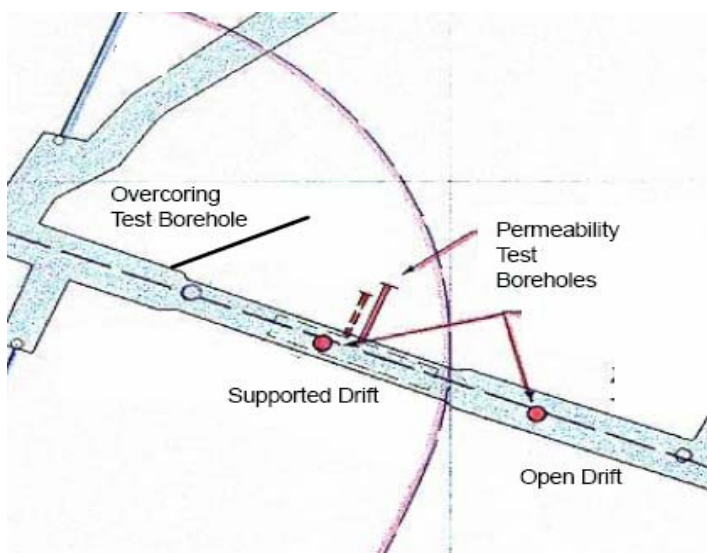


Bild 9.1: Grundriss der Dammjochstrecke und Lage der Messbohrungen, GRS (2001)



Bild 9.2: Blick in die ausgebaute Strecke, GRS (2001)

9.2 Geomechanische Ausgangssituation, Ergebnisse der Permeabilitätsmessungen und Materialparameter

Auf der Grundlage von Angaben der *GRS (2001)* werden für die geomechanische Modellierung folgende Annahmen getroffen:

- Der Primärspannungszustand ergibt sich zu $p_G = 15 \text{ MPa}$ entsprechend der Teufenlage von $z = 700 \text{ m}$. Es werden keine Änderungen in der Beanspruchung berücksichtigt, da die Strecke weit von den intensiv durchbauten Grubenfeldern des Bergwerkes entfernt liegt.
- Das Gusseisen des Ausbaus hat eine Dichte von $\rho = 8 \text{ t/m}^3$, der E-Modul beträgt $E_v = 183 \text{ GPa}$ und die Poissonzahl $\nu = 0,3$. Ein E-Modul von $E_v = 183 \text{ GPa}$ erscheint für einfaches Gusseisen (Grauguss) ziemlich hoch. Hier wird ein verringerter E-Modul von $E_v = 100 \text{ GPa}$ für den Tübbingausbau angesetzt.
- Der Beton der Hinterfüllung wird als eigener Homogenbereich modelliert.

Die Permeabilitäten sind von der *GRS (2001)* unter Annahme einer radialen, eindimensionalen Strömung aus den Messwerten der Feldversuche abgeleitet worden. Diese vereinfachte Auswertung liefert in der Tendenz höhere Werte für das aufgelockerte Gebirge, so dass die Permeabilität nicht unterschätzt wird (konservative Abschätzung für die Auflockerungszone). Dementsprechend wurden bei den numerischen Nachrechnungen die Permeabilitäten für die

axiale Richtung der Strecke ausgewertet (K_y), d. h. in Richtung des Tübbingausbaus. Dieser Ansatz für die Auswertung entspricht den Annahmen zur Ermittlung der Messwerte der *GRS*. Im Bild 9.3 sind die von der *GRS (2001)* gemessenen Permeabilitäten in ihrer räumlichen Zuordnung dargestellt.

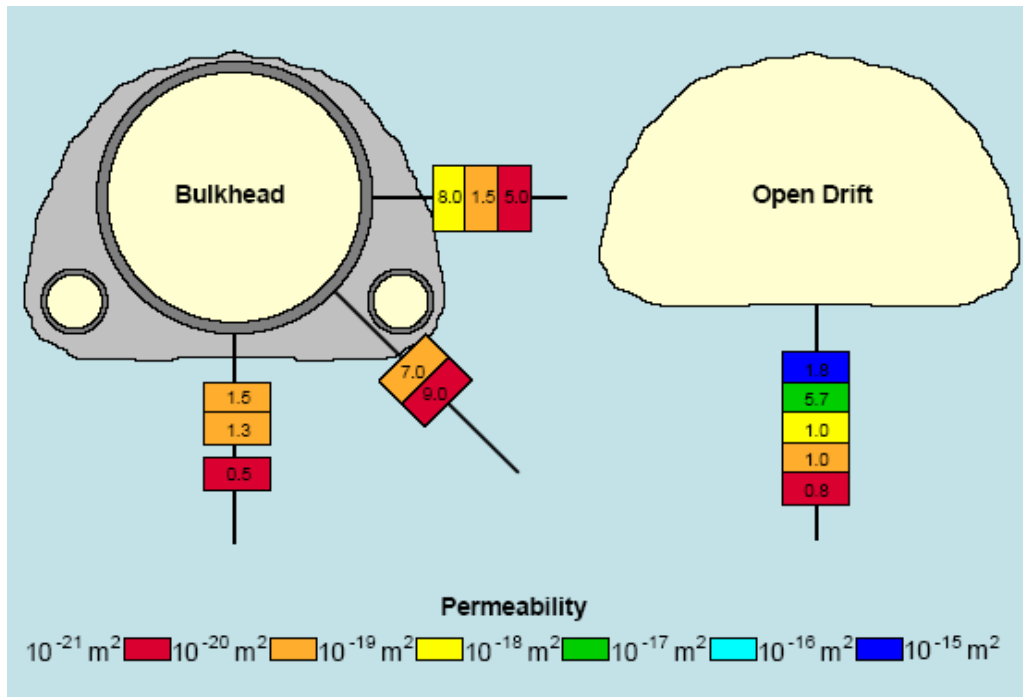


Bild 9.3: Gemessene Permeabilitäten, (GRS 2001)

Der Gusseisentübbingausbau wie auch der Betonausbau werden mit dem linear-elastischen Stoffmodell von *Hooke* modelliert. Für das Steinsalz wird das Stoffmodell *Hou/Lux-phs* angesetzt. In Tabelle 9.1 sind zusammenfassend die für das Stoffmodell *Hooke* erforderlichen Kennwerte für die rechnerische Simulation zusammengestellt.

	Beton	Salz	Gusstübbing
E-Modul, MPa	10000	25000	100000
Poissonzahl ν, -	0,18	0,27	0,3

Tabelle 9.1: Materialkennwerte für Beton, Gusseisen und Asse-Steinsalz

Parametersatz Asse					
Hou/Lux-ODS			Hou/Lux-MDS		
\overline{G}_k^*	MPa·d	$5,08 \cdot 10^4$	a_0	-	0,08
$\overline{\eta}_k^*$	MPa·d	$8,94 \cdot 10^4$	a_1	-	6,0
$\overline{\eta}_m^*$	MPa·d	$4,06 \cdot 10^7$	a_2	-	4,0
K_1	1/MPa	-0,191	a_3	1/d	$2,0 \cdot 10^{-10}$
K_2	1/MPa	-0,168	a_4	-	0,855
M	1/MPa	-0,247	a_5	1/MPa	0,04
l	1/K	0	a_6	MPa	53,0
T	K	295	a_7	MPa	27,6
			a_8	1/MPa	0,25
\overline{G}_{ke}^*	MPa·d	$5,08 \cdot 10^4$	a_9	-	1,0
k_{IE}	1/MPa	-0,191	a_{10}	1/MPa	0,25
l_{IE}	1/K	-	fc1	MPa	13,0
			fc2	-	4,0
			fs1	MPa d	12263 (1)
			fs2	-	1,5
			fh	d	(2)
			gh	-	1,04
			a_{15}	1/d	$1,12 \cdot 10^{-9}$
			a_{16}	-	5,0
			a_{17}	-	5,5

Tabelle 9.2: Materialkennwerte für das Stoffmodell Hou/Lux-phs

Die zur physikalischen Modellierung des Steinsalz-Gebirgsverhaltens angesetzten Materialkennwerte sind in Tabelle 9.2 zusammengefasst. Bei ihrer Festlegung oder Einschätzung sind zwei Aspekte zu berücksichtigen:

- (1) Der Kennwert fs1 wird auf einen Zahlenwert von $fs1 = 12263$ gesetzt. Ursprünglich betrug $fs1 = 4221$. Da aber bei einer langsamen Beanspruchungszunahme auch von einer erheblich längeren Rissschließungsphase 2 auszugehen ist, wurde der Parameter um den Faktor 3 vergrößert.

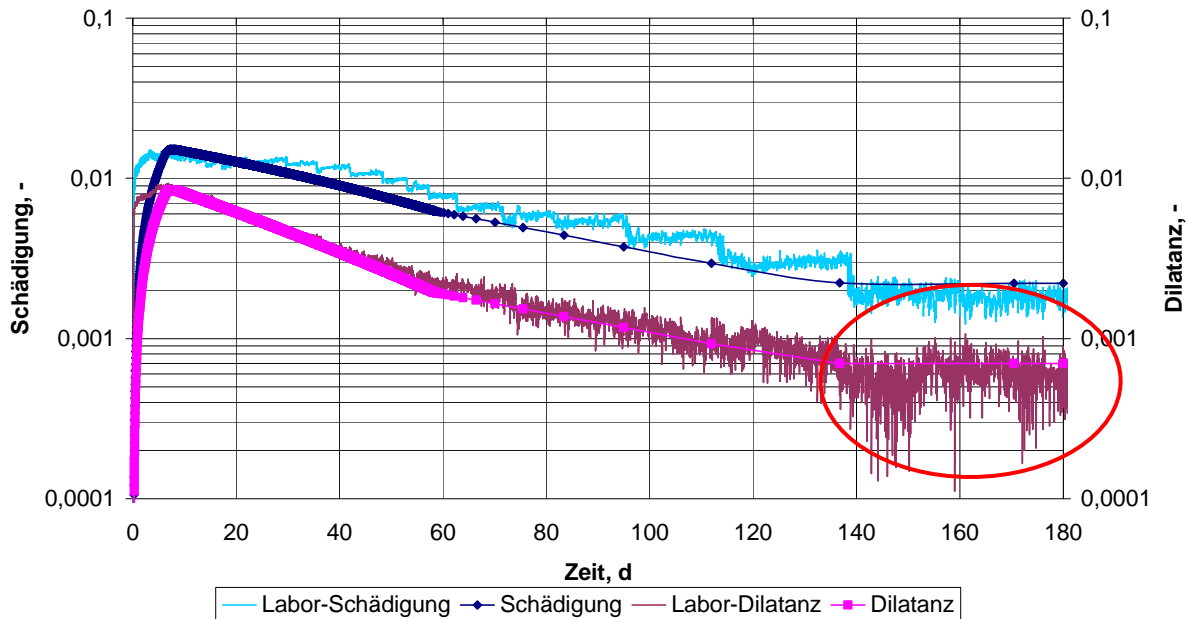


Bild 9.4: Schädigung und Dilatanz gemittelt im Vergleich zu den Laborwerten, logarithmische Darstellung der Dilatanz und der Schädigung über die Zeit

- (2) Wie aus Bild 9.4 mit Berechnungs- und Messdaten des Laborversuchs 307 ersichtlich wird, kann aus der nur sehr kurzen dritten Phase (Markierung) der Parameter f_h nicht hinreichend genau bestimmt werden. Zum einen müssten mehrere Laborversuche durchgeführt werden, um eine Bandbreite abschätzen zu können, zum anderen müsste aus diesen Versuchen überhaupt auch die Grenze $\varepsilon_{vol,healing}$ bestimmt werden. Für die Berechnung der Asse-Strecke wurde $\varepsilon_{vol,healing} = 0,7 \text{ ‰}$ als erste Näherung festgesetzt. Aufgrund der starken Streuung der Messwerte ist eine Bestimmung des Parameters f_h aus den letzten 20 Tagen des Laborversuchs 307 nur bedingt möglich. In der Verheilungsphase ist die negative Steigung der Geraden ein Maß für die Rate der Verheilung. Regressionsgeraden zeigten aber je nach Variation des Anfangspunktes eine positive Steigung (keine Verheilung), eine sehr schwach negative Steigung (langsame Verheilung) oder auch gar keine Steigung. Aus diesem Grund wird der Parameter auf $f_h = 100000 \text{ d}$ festgesetzt. Die physikalische Wirkung dieser Annahme ist wie folgt einzuschätzen: Im Fall einer sehr schwach negativen Steigung tritt eine langsame Verheilungsphase auf, sobald der Grenzwert $\varepsilon_{vol,healing} = 0,7 \text{ ‰}$ unterschritten wird. Sonst tritt so gut wie keine Verheilung in der Standzeit der Strecke über $t = 85 \text{ a}$ ein. Aus diesem bislang einzigen ausreichend langen Laborversuch ist noch keine eindeutige Abschätzung des Parameters f_h möglich. Beide Varianten sind plausibel aus dem Laborversuch abzuleiten.

9.3 Streckenmodelle für die Berechnung

Nachfolgend werden die Ergebnisse für die offene Strecke und für die ausgebaute Strecke dargestellt. Das Berechnungsmodell der offenen Strecke besteht aus 1278 isoparametrischen 8-Knotenelementen, bei der ausgebauten Strecke erhöhen die Betonhinterfüllung und der Gusseisentübbingausbau die Anzahl der Elemente auf 1464. Das Modell wird als halbes Modell unter Nutzung von Symmetriebedingungen erstellt. Die Symmetrieachse ist horizontal unverschieblich gelagert, ebenso wie die rechte äußere Modellberandung. Die untere Modellberandung ist vertikal unverschieblich gelagert, der obere Rand hingegen frei verschieblich.

9.3.1 Berechnung der offenen Strecke in der Asse

Bild 9.5 zeigt einen Modellausschnitt des FE-Modells und den Vertikalschnittverlauf durch das Modell, für den die Permeabilitäten rechnerisch ermittelt wurden.

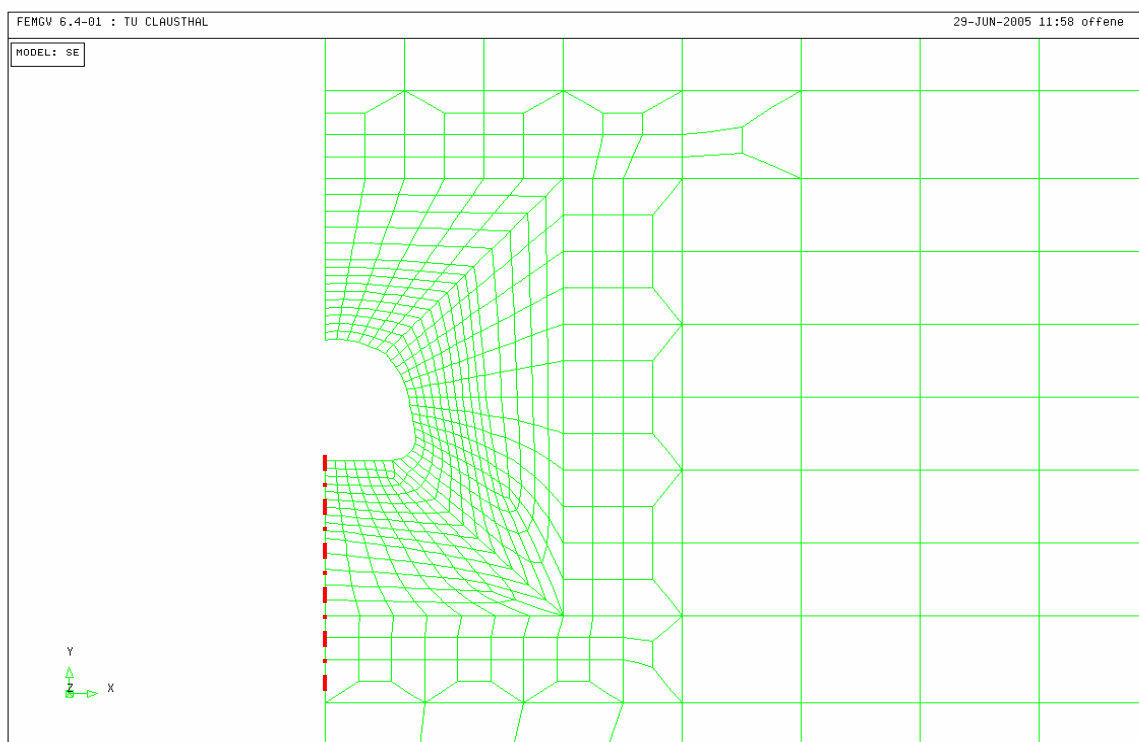


Bild 9.5: Modellierung der offenen Strecke und Schnittlinie

Für die Auswertung sind nicht die gesamte Standzeit der Strecke und nicht alle Berechnungsgrößen relevant. Besonderes Augenmerk wird auf die Zeitabschnitte (Lastfälle) LF10 (drei Jahre offene Strecke) und LF17 (85 Jahre offene Strecke) gelegt.

Nachstehend werden in Flächenplots die Dilatanz, die Schädigung, die Minimalspannung und die Permeabilitäten gezeigt:

- Die Bilder 9.6 und 9.7 zeigen die flächenhafte Verteilung der Dilatanz und der Schädigung nach $t = 3$ a offener Strecke. Bild 9.6 und 9.7 stellen damit quasi den Zustand unmittelbar vor dem Einbau des Tübbingausbaus dar, der im nächsten Abschnitt behandelt wird.
- Bild 9.8 zeigt die flächenhafte Verteilung der Minimalspannung nach $t = 3$ a Standzeit offener Strecke und dient zur Verifikation der Randbedingung $\sigma_{\min} = 0$ MPa.
- Bild 9.9 zeigt die flächenhafte Verteilung der Permeabilität zum Zeitpunkt $t = 3$ a Standzeit offener Strecke.
- Die Bilder 9.10 und 9.11 zeigen die flächenhafte Verteilung der Dilatanz und der Schädigung nach zum Zeitpunkt $t = 85$ a.
- Bild 9.12 stellt die flächenhafte Verteilung der Minimalspannung nach $t = 85$ a Standzeit offener Strecke dar und dient zur Verifikation der Randbedingung $\sigma_{\min} = 0$ MPa.
- Bild 9.13 zeigt die flächenhafte Verteilung der Permeabilität zum Zeitpunkt $t = 85$ a Standzeit offener Strecke.

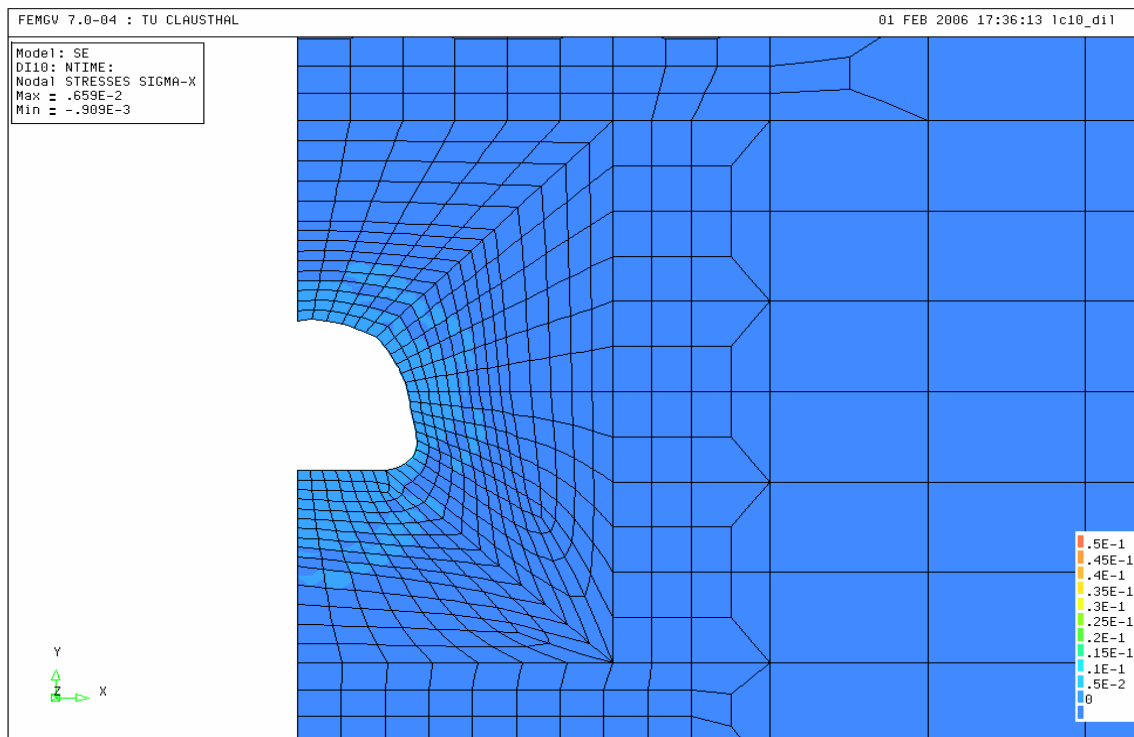


Bild 9.6: Dilatanz nach drei Jahren offener Strecke

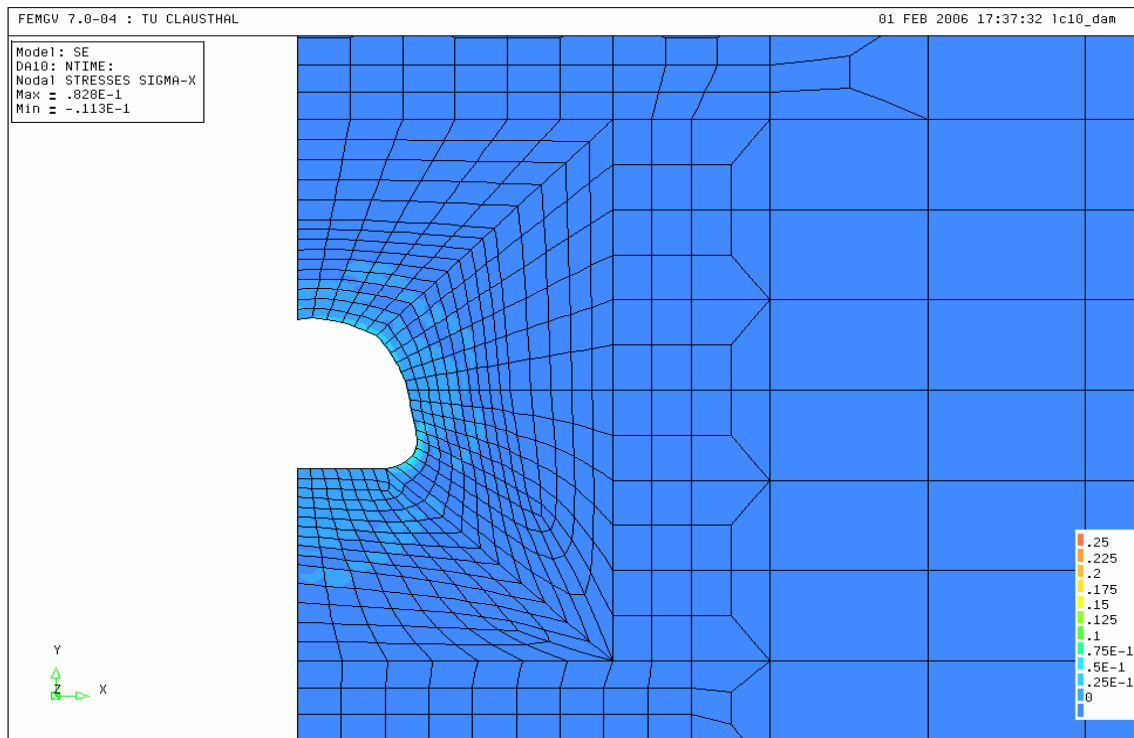


Bild 9.7: Schädigung nach drei Jahren offener Strecke

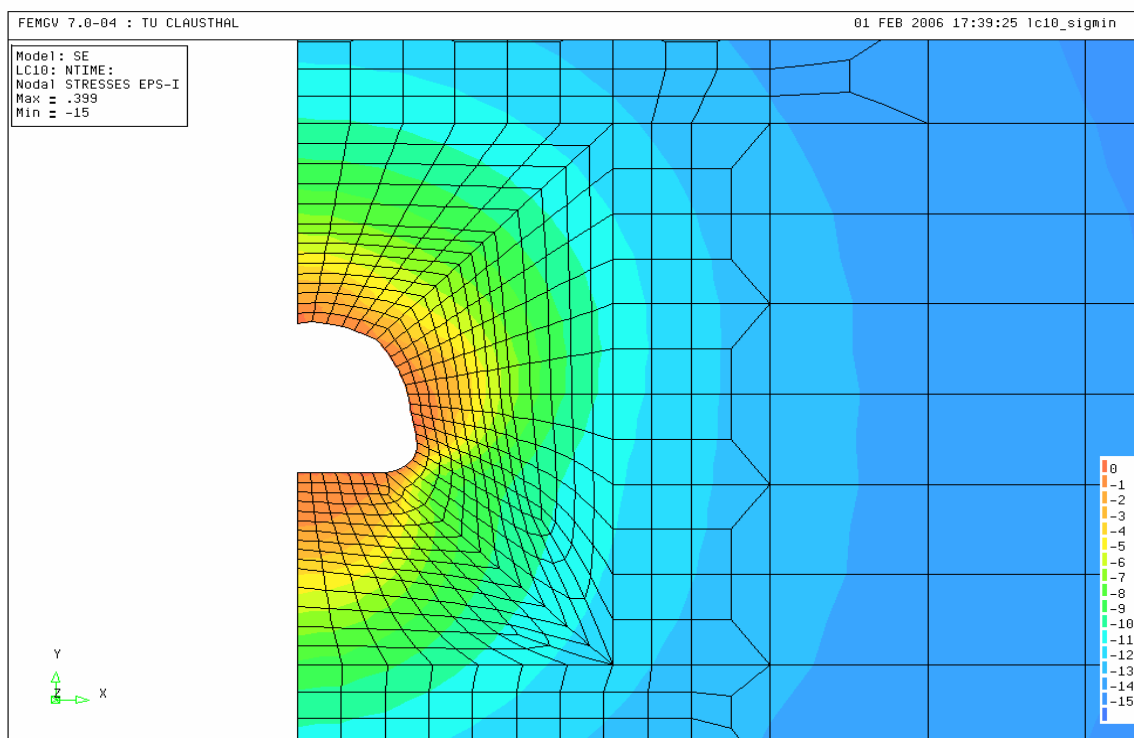


Bild 9.8: Minimalspannung nach drei Jahren offener Strecke

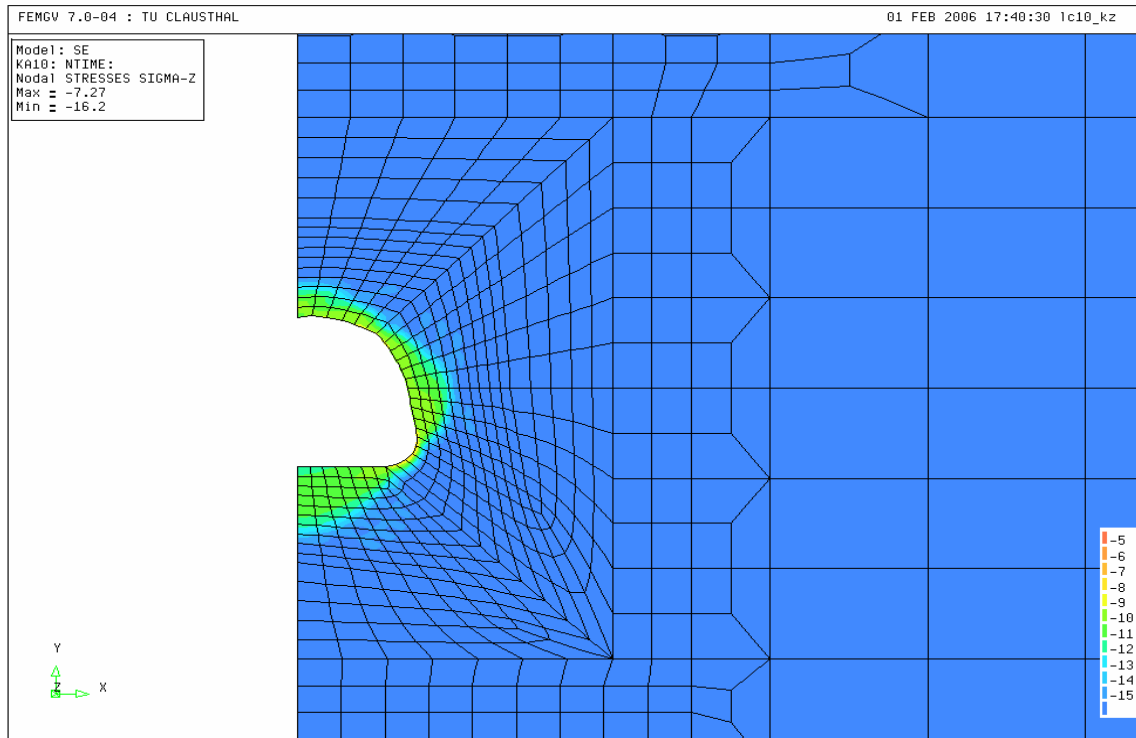


Bild 9.9: Permeabilität nach drei Jahren offener Strecke

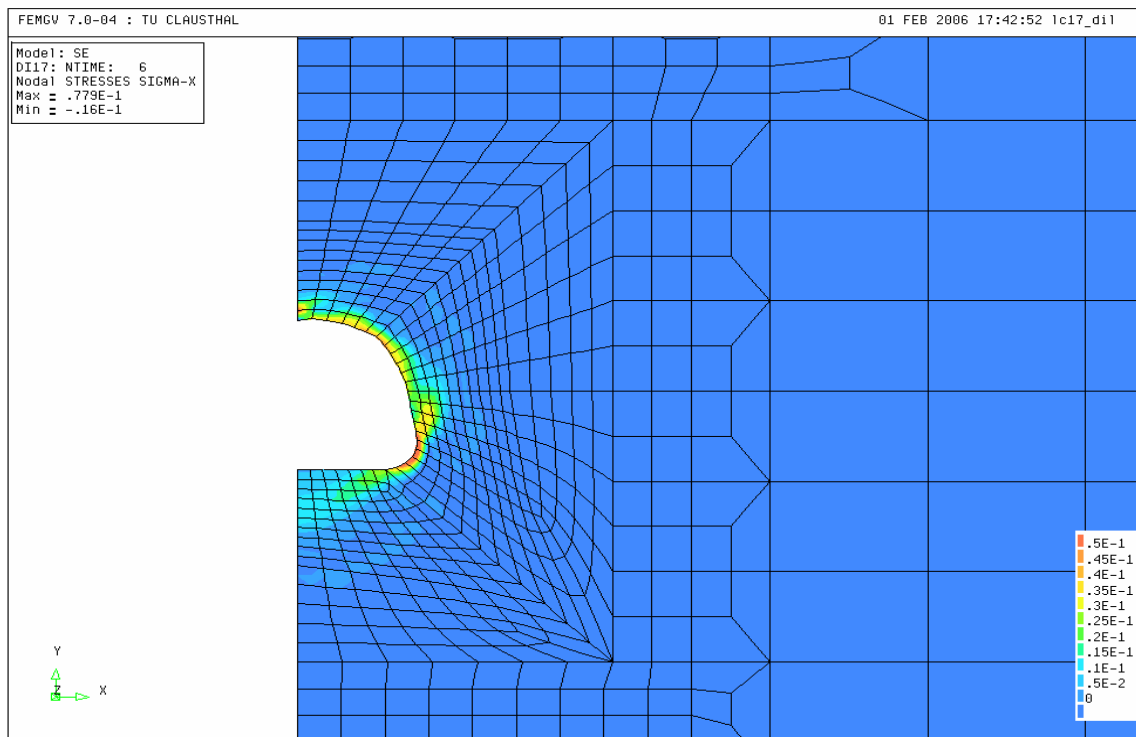


Bild 9.10: Dilatanz nach 85 Jahren offener Strecke

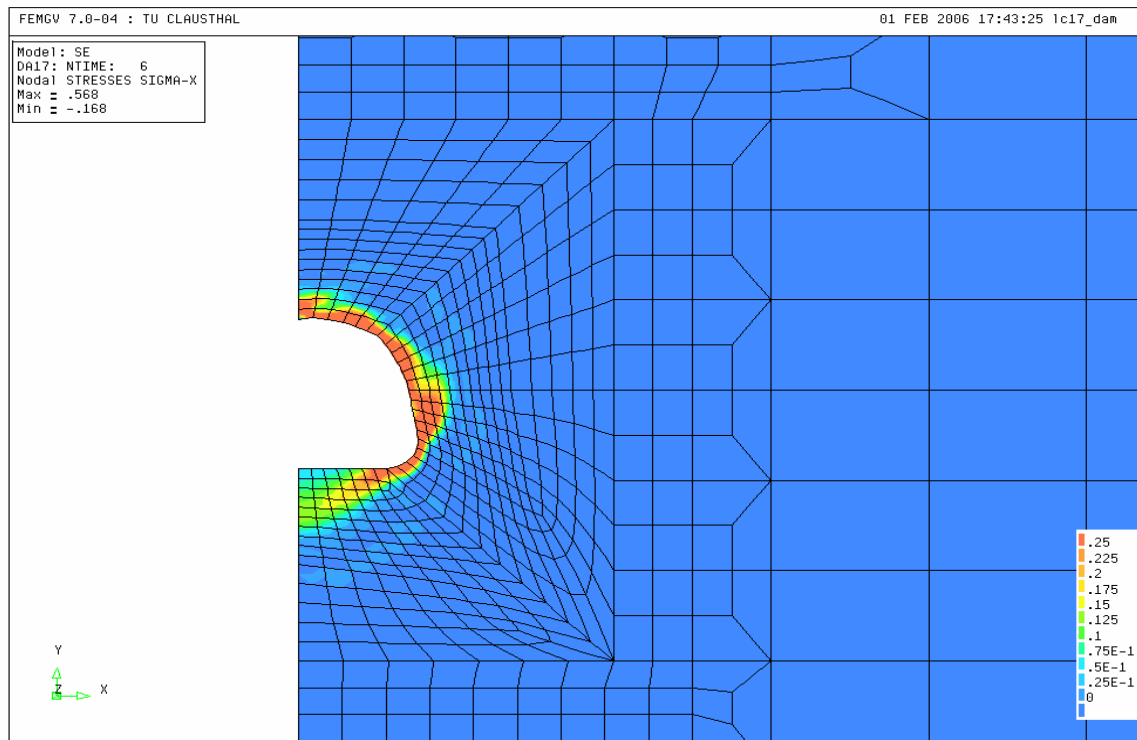


Bild 9.11: Schädigung nach 85 Jahren offener Strecke

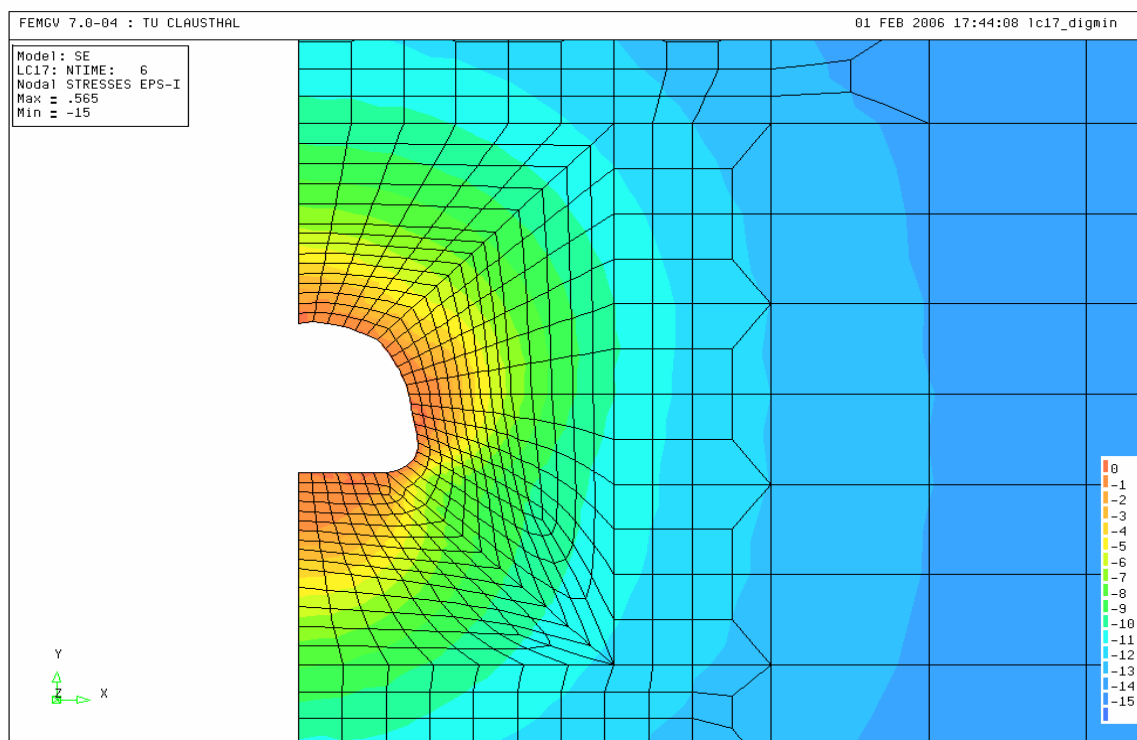


Bild 9.12: Minimalspannung nach 85 Jahren offener Strecke

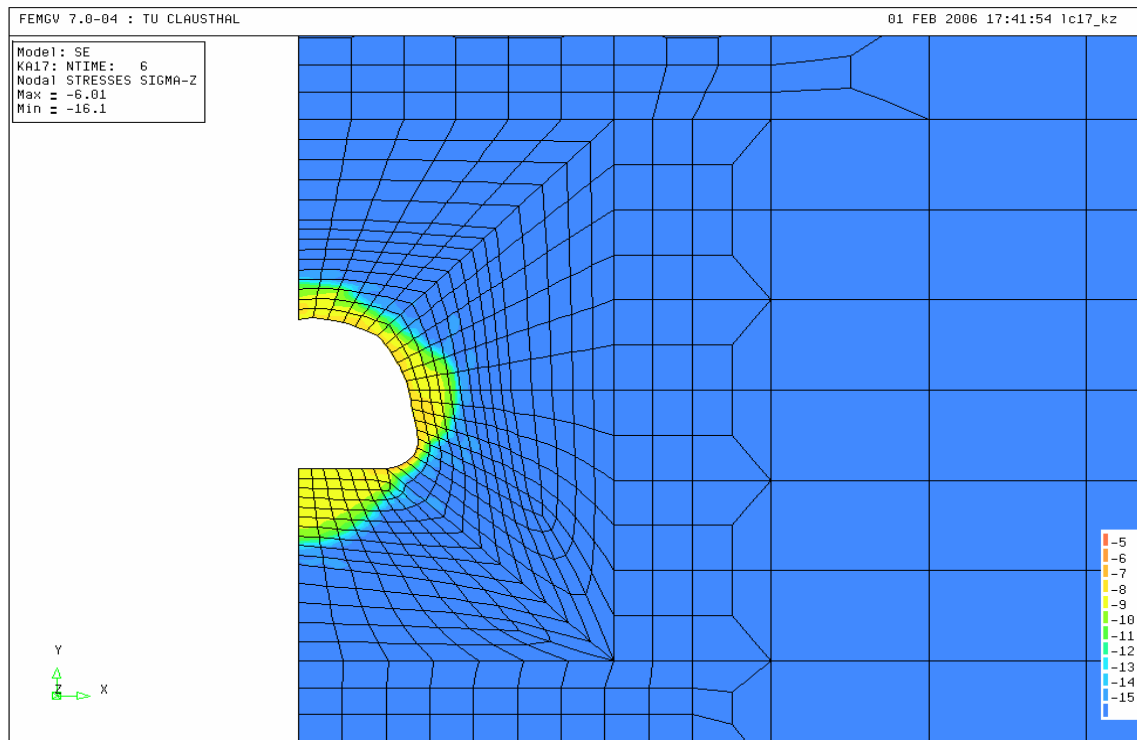


Bild 9.13: Permeabilitätsverteilung nach 85 Jahren offener Strecke

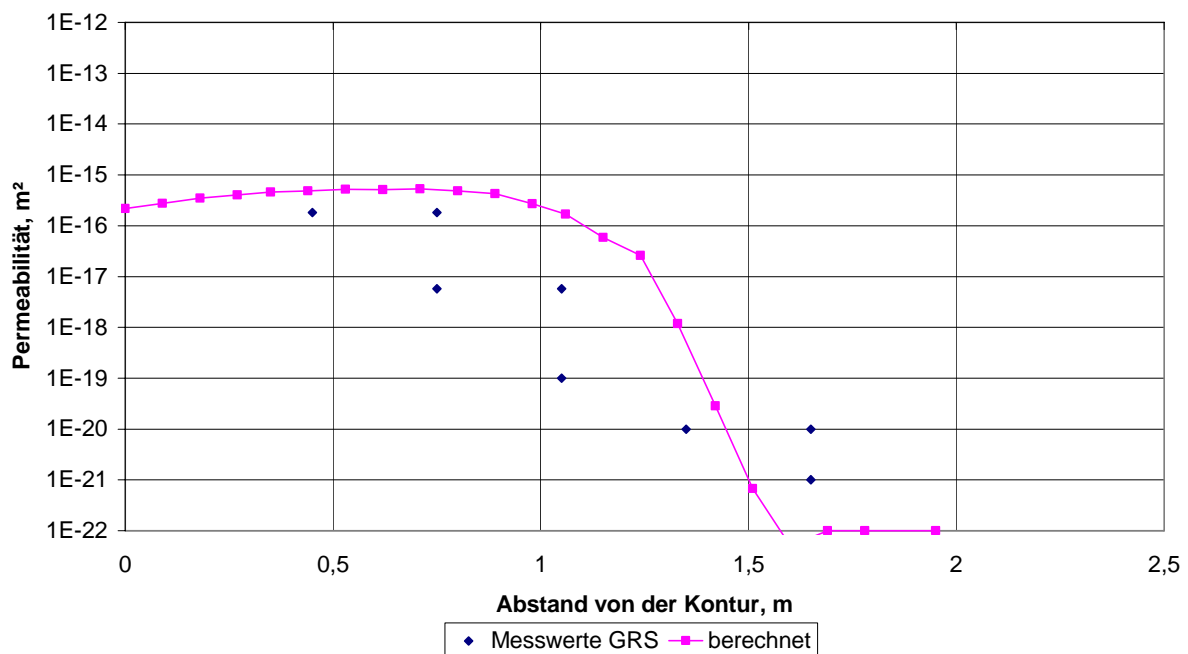


Bild 9.14: Vergleich der berechneten Permeabilitäten mit GRS-Messwerten nach einer Standzeit von $t = 85$ a in einem Vertikalschnitt in der Sohle der offenen Strecke

Auf den Bildern 9.9 und 9.13 ist der Zuwachs der Permeabilität um etwa zwei Größenordnungen im Vergleich der beiden Zeitpunkte $t = 3$ a und $t = 85$ a zu erkennen. Die permeablen Zonen in der Konturzone nehmen aber in ihrer Ausdehnung in dieser Zeit nicht zu. Für die

Sohle zeigt sich in Bild 9.13 ein Rückgang der Permeabilität um ein bis zwei Größenordnungen ab etwa einer halben Streckenhöhe (Übergang von *gelb* zu *grün* im Flächenplot, Bild 9.13) und entspricht in der Ausdehnung etwa der von der GRS gemessenen Ausdehnung. Die GRS hat Permeabilitäten von $K = 1,8 \cdot 10^{-16} \text{ m}^2$ bis $K = 0,8 \cdot 10^{-21} \text{ m}^2$ je nach Teufenlage unterhalb der Sohle gemessen. Aus dem berechneten Flächenplot lassen sich sohlennah Permeabilitäten von $K = 1 \cdot 10^{-15} \text{ m}^2$ bis $K = 1 \cdot 10^{-16} \text{ m}^2$ ablesen, die sich mit zunehmender Teufe verringern von etwa $K = 1 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$ bis auf $K = 1 \cdot 10^{-22} \text{ m}^2$ beim Übergang ins ungestörte Gebirge, wo wieder die Primärpermeabilität abgelesen werden kann. Grundsätzlich ist die Größenordnung der gemessenen Permeabilitätsverteilung damit zufriedenstellend erfasst. Anhand der Schnittdarstellung in Bild 9.14 wird auch deutlich, dass die berechnete Ausdehnung der permeablen Zone gut mit der gemessenen Ausdehnung übereinstimmt. Bei der Berechnung der offenen Strecke zeigt sich, dass trotz der unterschiedlichen Dilatanz ($\varepsilon_{\text{vol}} \approx 1\%$ in der Sohle und $\varepsilon_{\text{vol}} \approx 2,5\%$ im Stoß) keine nennenswert unterschiedliche Permeabilitätsentwicklung im Flächenplot abzulesen ist.

9.3.2 Bewertung der Ergebnisse und Zusammenfassung

Die Dilatanz (Bild 9.6) nach drei Jahren offener Strecke (gleichzeitig der Ausgangszustand für die ausgebaute Strecke) liegt etwa bei 7 ‰ und verteilt sich relativ gleichmäßig um die Kontur. Die Schädigung (Bild 9.7) ist in diesem Stadium mit weniger als 10% nur in den Ulmen erhöht. Deutlich sichtbar ist jedoch eine Zone erhöhter Permeabilität vor allem im Stoß, weniger im Sohlenbereich.

Nach einer Standzeit von $t = 85 \text{ a}$ hat die Dilatanz (Bild 9.10) am Stoß Werte im Bereich von $\varepsilon_{\text{vol}} = 2,5 - 3\%$, in der Sohle um $\varepsilon_{\text{vol}} = 1,5\%$ erreicht. Die Schädigung ist auf Werte von $D > 20\%$ im Stoß und $D = 10\%$ in der Sohle signifikant angestiegen, wie in Bild 9.11 zu erkennen ist. Insgesamt wird die Permeabilität im Vergleich zu den von der GRS gemessenen Werten zufriedenstellend durch die numerische Simulation berechnet, der Übergang des Bereiches mit erhöhter Sekundärpermeabilität ins ungestörte Gebirge wird sogar mit guter Übereinstimmung zu den Messwerten abgebildet, wie Bild 9.14 zeigt.

Deutlich zu erkennen ist der Zuwachs der Permeabilität um etwa zwei Größenordnungen im Vergleich der beiden Zeitpunkte $t = 3 \text{ a}$ (Bild 9.9) und $t = 85 \text{ a}$ (Bild 9.13). Die GRS hat Permeabilitäten von $1,8 \cdot 10^{-16} \text{ m}^2$ bis $0,8 \cdot 10^{-21} \text{ m}^2$ je nach Teufenlage unterhalb der Sohle gemessen. Aus dem Flächenplot lassen sich sohlennah Permeabilitäten von $1 \cdot 10^{-15} \text{ m}^2$ bis $1 \cdot 10^{-16} \text{ m}^2$

ablesen, die sich mit zunehmender Teufe auf etwa $1 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$ bis $1 \cdot 10^{-21} \text{ m}^2$ beim Übergang ins ungestörte Gebirge verringern. Grundsätzlich wurde die Größenordnung damit zufriedenstellend erfasst.

9.3.3 Berechnung der mit einem Tübbingausbau versehenen Strecke in der Asse

Bild 9.15 zeigt einen Ausschnitt des FE-Modells und den zugehörigen Schnittverlauf, für den die Permeabilitäten rechnerisch ermittelt wurden.

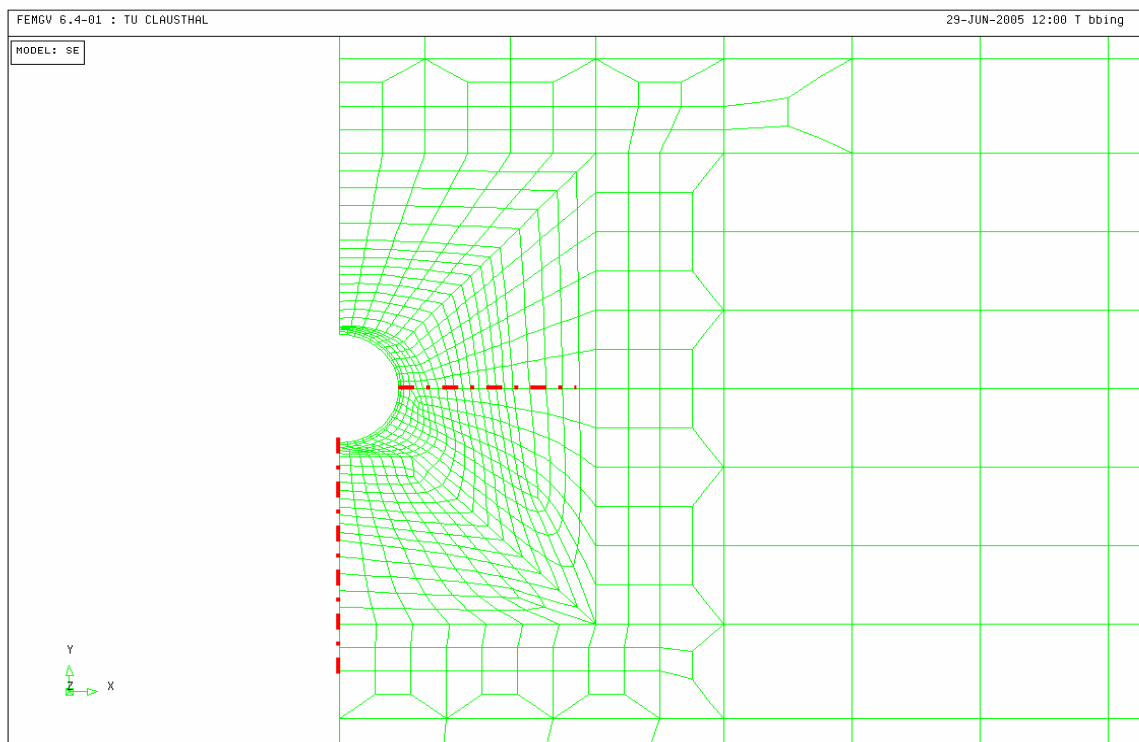


Bild 9.15: Modellierung der ausgebauten Strecke und Schnittlinien

Aufgrund der verschieden großen Raten der Dilatanz- und Schädigungsrückbildung der drei Phasen des Verheilungsprozesses werden im gesamten Konturbereich langfristig die Schädigung/Dilatanz und die Permeabilität gleichmäßig verteilt sein. Dieser Sachverhalt hat folgende Gründe:

- In Konturbereichen mit relativ großer Dilatanz $\epsilon_{\text{vol}} \gg \epsilon_{\text{vol,healing}} = 0,7 \text{ ‰}$ bildet sich in der elastischen Riss-schließphase 1 die Dilatanz relativ schnell zurück. Konturbereiche vergleichsweise kleiner Dilatanz (in der Größenordnung $\epsilon_{\text{vol,healing}} = 0,7 \text{ ‰}$), die bereits in der Verheilungsphase sind, bilden sich in gleicher Zeit nur unwesentlich zurück. In relativ kurzer Zeit nähern sich daher alle Konturbereiche einem Wert an, bei dem die eigentliche Verheilungsphase (*fissure healing* – *fh*) beginnt ($\epsilon_{\text{vol,healing}} = 0,7 \text{ ‰}$). Bild 9.16 und 9.17

zeigen die Dilatanz- und Schädigungsentwicklung unmittelbar nach dem Einbau des Tübbingausbaus. Gut zu erkennen ist die betragsmäßig stark unterschiedliche Verteilung der Schädigung und der Dilatanz über die Steckenkontur. Die Bilder 12.21 und 12.22 zeigen die Schädigung und die Dilatanz nach $t = 85$ a. Gut zu erkennen ist, dass sich trotz der anfänglich stark unterschiedlichen Verteilung von Schädigung und Dilatanz über die Kontur nunmehr eine nahezu einheitliche geschädigte bzw. dilatante Zone mit zonal nur geringen Unterschieden im Betrag der Schädigung bzw. der Dilatanz ausgebildet hat.

- Es wird unterstellt, dass bei einem Grenzwert von $\varepsilon_{\text{vol,healing}} = 0,7 \text{ ‰}$ keine mechanisch dominierten Rissrückbildungsmechanismen mehr wirksam sind, sondern nur noch die physikalisch-chemisch induzierte Verheilung als einziger Mechanismus eine weitere Dilatanzabnahme bewirkt.
- Aufgrund der unterschiedlichen Größe und Ausdehnung der dilatanten Zonen im Umgebungsbereich des Hohlraums bilden sich nach Beanspruchungsumkehr durch den Einbau des Ausbaus in den Risschließungsphasen 1 und 2 die Risse so schnell zurück, dass im gleichen (relativ kurzen) Zeitraum Gebirgsbereiche, die nicht einer Risschließung unterworfen sind, keinen nennenswerten Rückgang in der Dilatanz erfahren.

Für die Auswertung sind nicht die gesamte Standzeit der Strecke und nicht alle Berechnungsgrößen relevant. Besonderes Augenmerk wird auf die Zeitabschnitte (Lastfälle) LF10 (Tübbingeinbau nach $t = 3$ a) und LF17 (85 Jahre, davon 82 Jahre eingebauter Tübbing) gelegt.

Nachstehend werden in Flächenplots die Dilatanz, die Schädigung, die Minimalspannung und die Permeabilitäten gezeigt. Dazu muss angemerkt werden, dass der Betonhinterfüllung und dem Gusseisen aus darstellungstechnischen Gründen die maximale Permeabilität zugewiesen wird (rot). Für die Betonhinterfüllung und den Gusseisentübbing werden aufgrund der Annahme eines linear-elastischen Stoffmodelles keine Dilatanz und keine Schädigung berechnet. Es folgt:

- Die Bilder 9.16 und 9.17 zeigen die flächenhafte Verteilung der Dilatanz und der Schädigung unmittelbar nach dem Einbau des Tübbingausbaus und damit die Ausgangssituation für die Verheilungsphase.
- Bild 9.18 zeigt die flächenhafte Verteilung der Minimalspannung unmittelbar nach dem Einbau der Tübbingringelemente und dient zur Verifikation der Randbedingung $\sigma_{\text{min}} = 0 \text{ MPa}$.
- Bild 9.19 zeigt die flächenhafte Verteilung der Permeabilität unmittelbar nach Einbau des Tübbingausbaus.

- Bild 9.20 und Bild 9.21 zeigen für die offen gebliebene Strecke die flächenhafte Verteilung der Dilatanz und der Schädigung.
- Bild 9.22 stellt die flächenhafte Verteilung der Minimalspannung nach $t = 85$ a Standzeit dar (82 Jahre ausgebaute Strecke) und dient zur Verifikation der Randbedingung $\sigma_{\min} = 0$ MPa.
- Bild 9.23 zeigt die flächenhafte Verteilung der Permeabilität zum Zeitpunkt $t = 85$ a Standzeit offener Strecke.
- Bild 9.24 zeigt ebenfalls die flächenhafte Verteilung der Permeabilität, jedoch in enger gestufter farblicher Darstellung, um die Unterschiede in der Verteilung zu verdeutlichen.

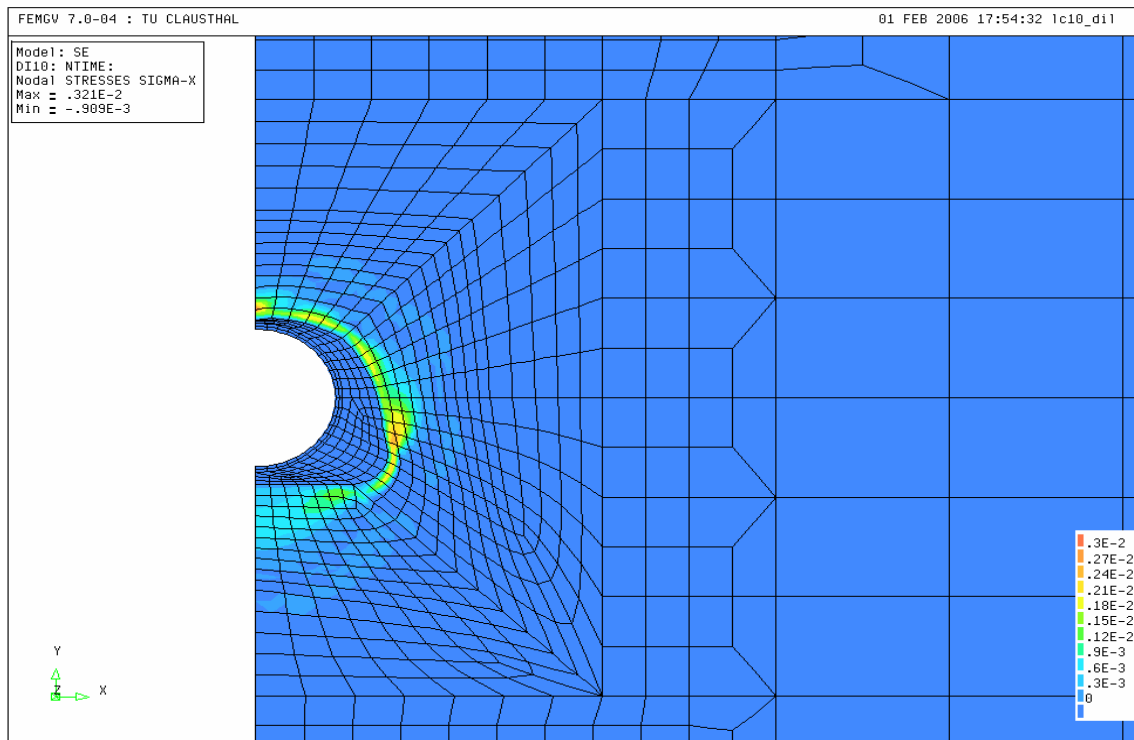


Bild 9.16: Dilatanz nach Tübbingeinbau

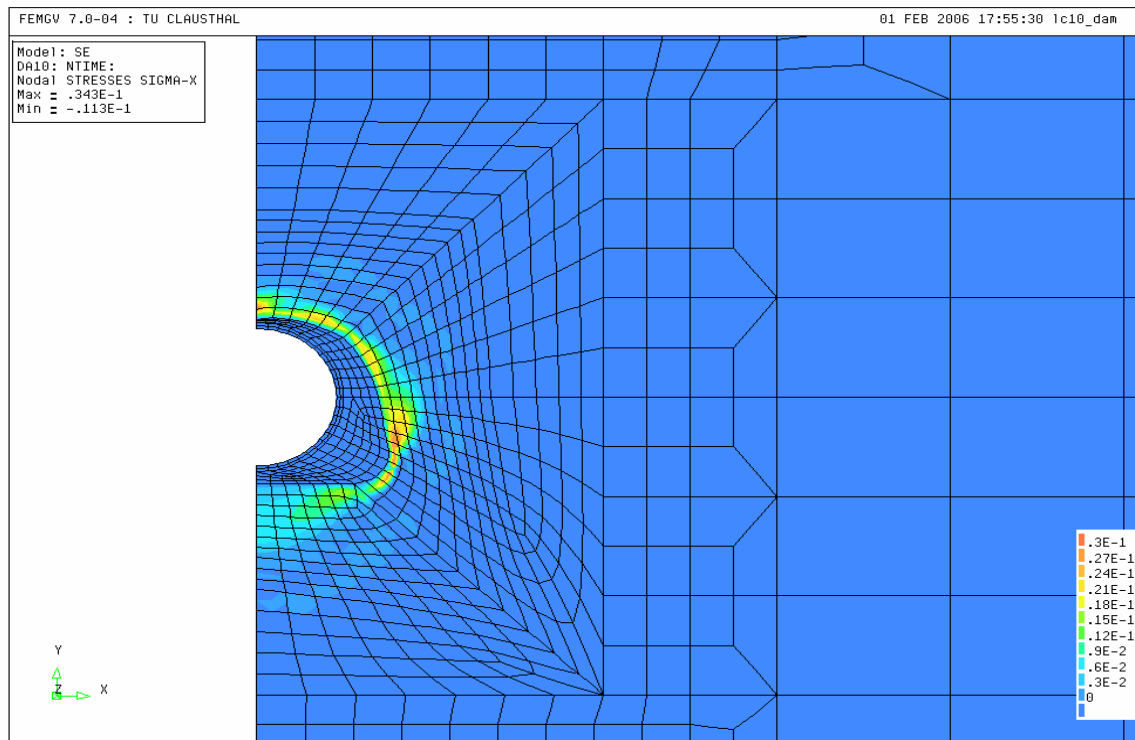


Bild 9.17: Schädigung nach Tübbingeinbau

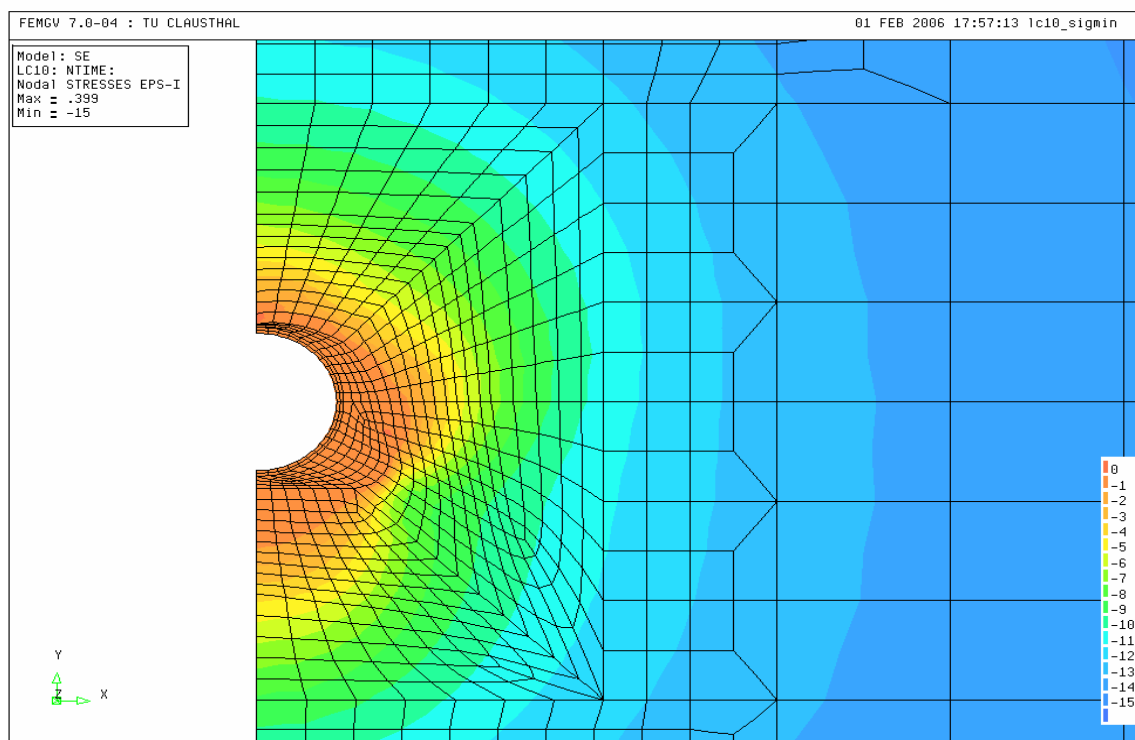


Bild 9.18: Minimalspannung nach Tübbingeinbau

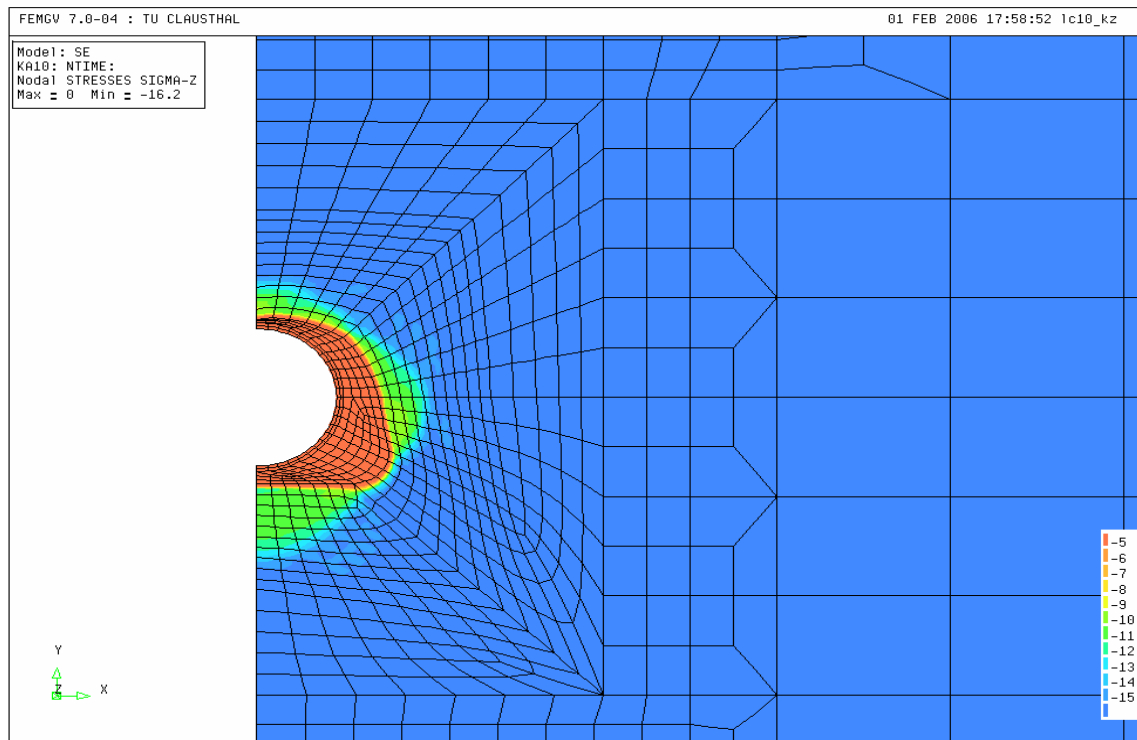


Bild 9.19: Permeabilität nach Tübbingeinbau

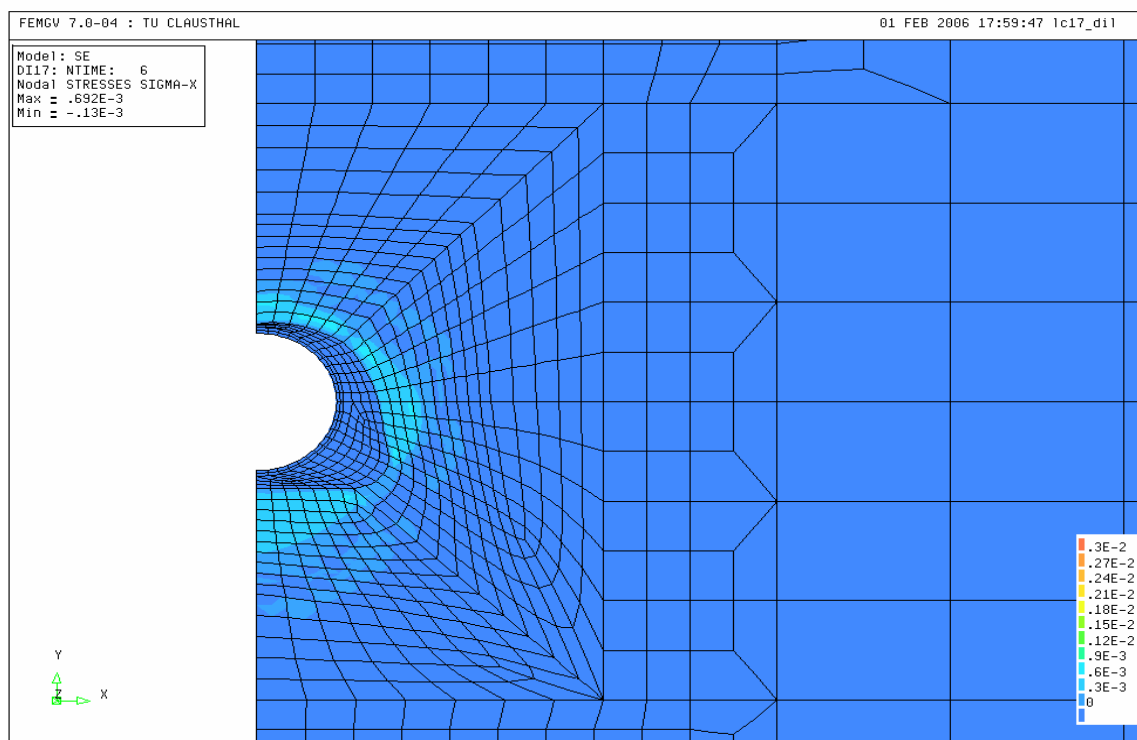


Bild 9.20: Dilatanz nach 82 Jahren ausgebaute Strecke

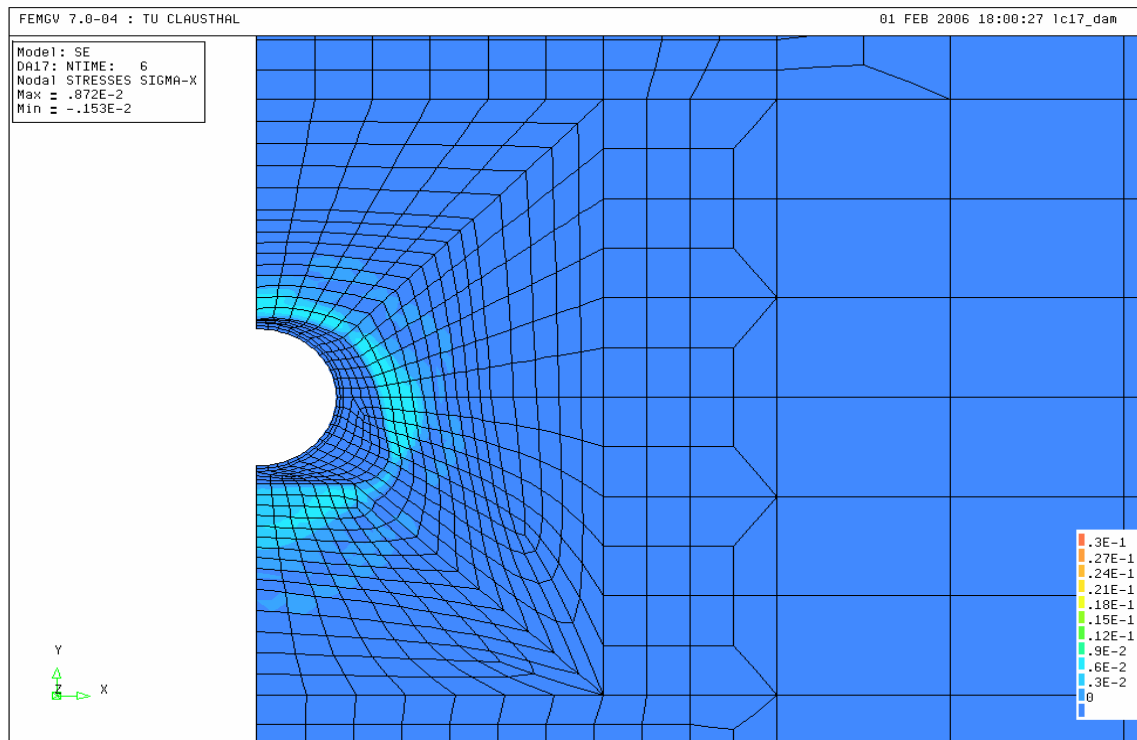


Bild 9.21: Schädigung nach 82 Jahren ausgebauter Strecke

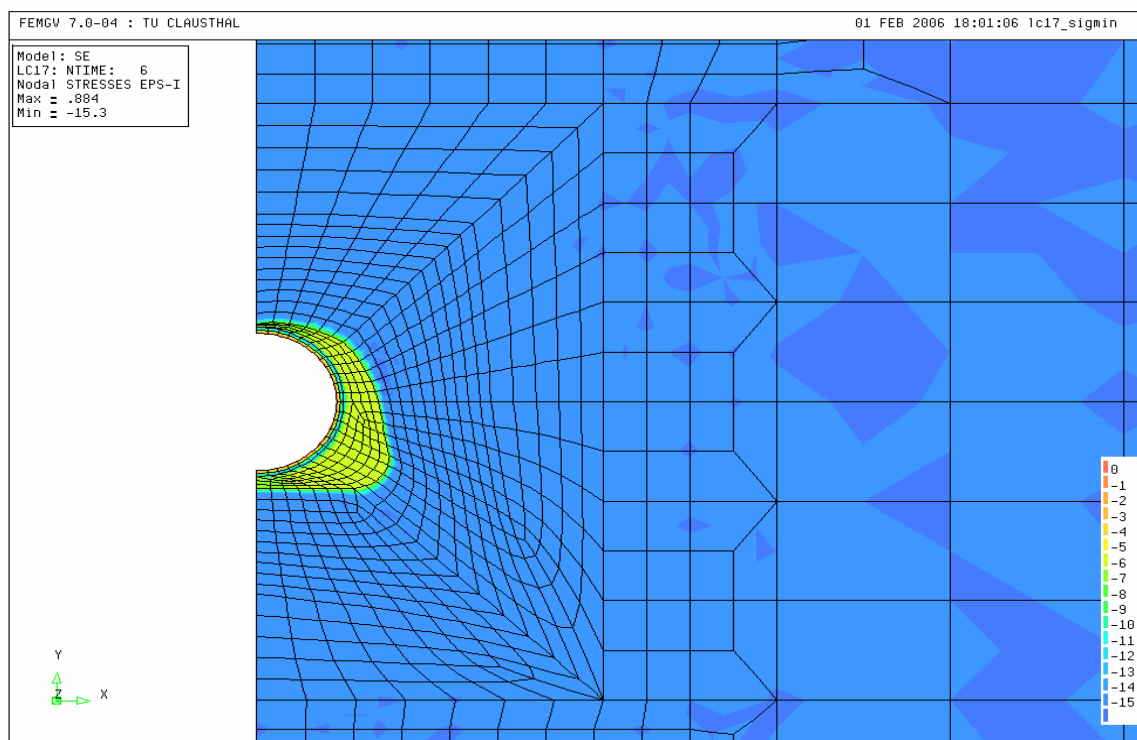


Bild 9.22: Minimalspannung nach 85 Jahren

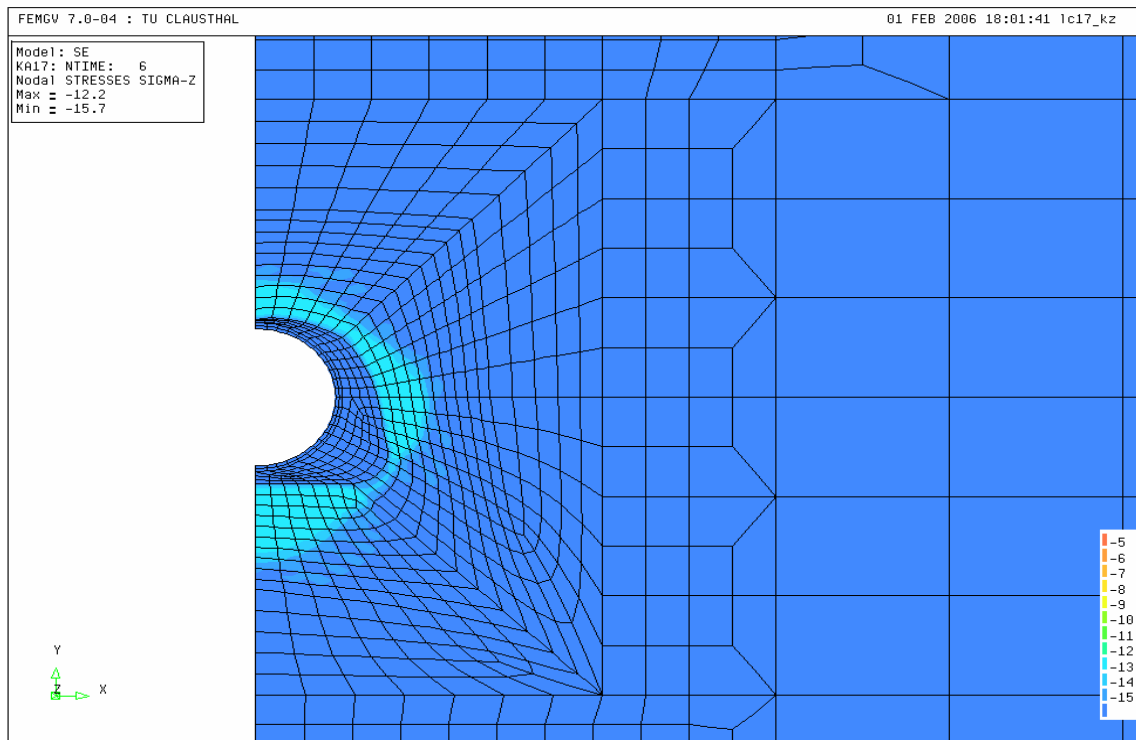


Bild 9.23: Permeabilität nach 85 Jahren

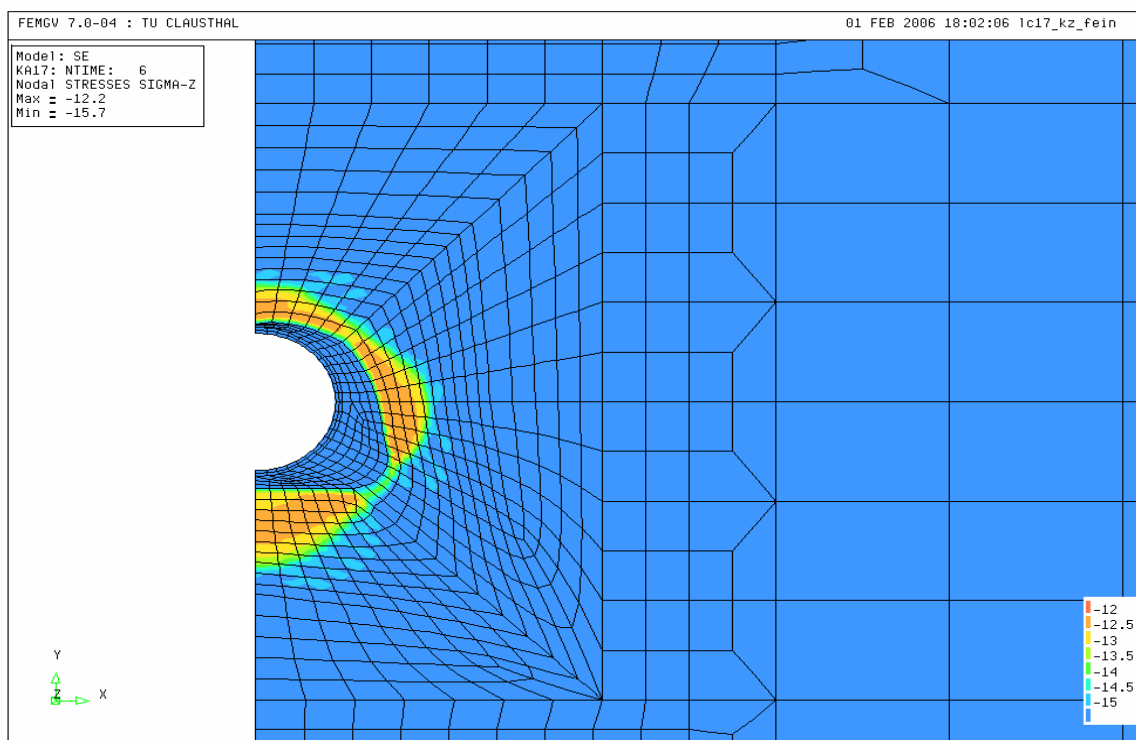


Bild 9.24: Permeabilität nach 85 Jahren, feiner abgestufte Darstellung

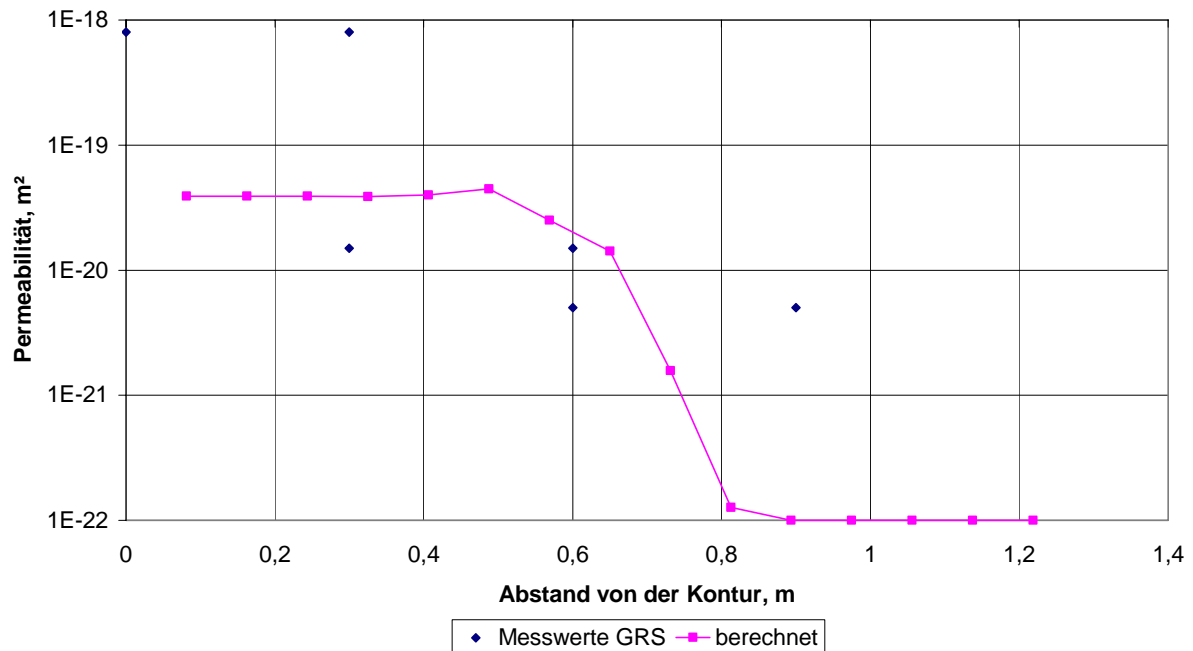


Bild 9.26: Permeabilität nach 85 Jahren, Vergleich gemessener und berechneter Werte im Stoß

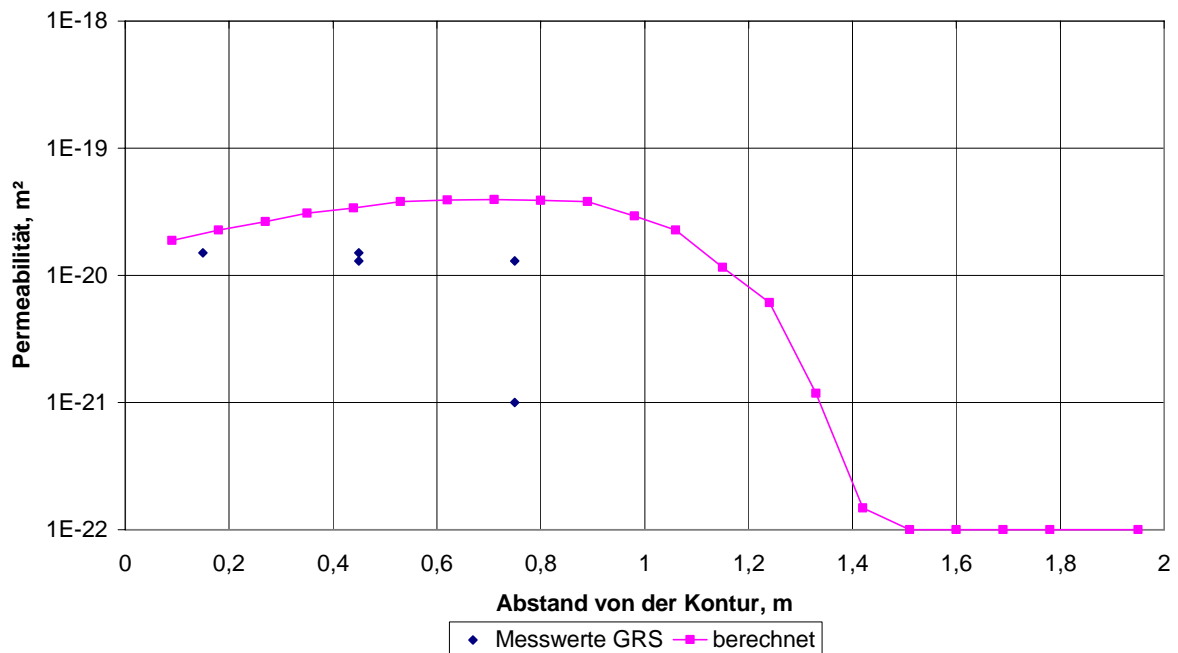


Bild 9.27: Permeabilität nach 85 Jahren, Vergleich gemessener und berechneter Werte in der Sohle

Die flächenhafte Darstellung der permeablen Zonen in Bild 9.19 und Bild 9.23 bzw. Bild 9.24 zeigt einen Rückgang der Permeabilität von $K = 1 \cdot 10^{-15} \text{ m}^2$ bis $K = 1 \cdot 10^{-16} \text{ m}^2$ auf etwa

$K = 1 \cdot 10^{-19} \text{ m}^2$ bis $K = 1 \cdot 10^{-22} \text{ m}^2$ im Lauf der Standzeit von $\Delta t = 82 \text{ a}$ nach Dammeinbau, der zum Zeitpunkt $t = 3 \text{ a}$ erfolgte. Einen unmittelbaren Vergleich mit den Messwerten zeigen die Bilder 9.26 und Bild 9.27. Danach wird die Ausdehnung der permeablen Zonen durch die numerische Berechnung zufriedenstellend abgebildet, während die Übereinstimmung in der Größenordnung der Permeabilität schon als gut einzuschätzen ist. Allerdings ist auch vor allem für die gemessenen Permeabilitäten im Stoßbereich eine große Streuung abzulesen. Die berechneten Werte sind im Konturbereich etwas zu gering. In der Sohle liegt die berechnete Permeabilität nur geringfügig über den gemessenen Werten. Leider reichen die Messwerte nur bis in eine Teufe von knapp 0,8 m unterhalb der Sohle, so dass die Größe der Ausdehnung dieser Zone erhöhter Permeabilität nicht sicher angegeben werden kann.

Dem vorliegenden phs-Verheilungsansatz für Salzgestein liegt die physikalische Vorstellung zu Grunde, dass sich an die Phase von zwei Risssschließungsprozessen die eigentliche Verheilungsphase anschließt, in der geochemisch durch Gefügeumlagerungen und Rekristallisation noch verbliebene geringe Rest-Dilatanzen und Schädigungen über einen sehr langen Zeitraum zu einem mechanisch intakten Gefüge verheilt werden. Diese Phase beginnt bei dem Grenzwert $\varepsilon_{\text{vol, healing}}$. Daher gleicht sich im Lauf der Risssschließungsphasen 1 und 2 die Dilatanz in den unterschiedlich stark geschädigten Konturbereichen immer mehr an und bleibt nahezu auf einem konstanten Niveau bzw. nimmt in der nachfolgenden Verheilungsphase nur noch langsam und gleichmäßig ab. Das bedeutet, dass sich zum Ende der Risssschließungsphase und dann in der Verheilungsphase immer ein gleichförmiger Bereich der Sekundärpermeabilität in der Konturzone einstellen wird. Die effektive Minimalspannung σ_3 erreicht nahezu den Wert der Primärspannung, so dass fast ein isotroper Beanspruchungszustand vorliegt. Die Dilatanz ε_{vol} nimmt mit zunehmender Verheilungszeit ab, die Verteilung aber bleibt in den noch geschädigten Bereichen etwa gleich. Aus diesem Grund kann die Permeabilität in ihrer Größe über die Zeit zwar noch weiter abnehmen, jedoch bleibt sie in der Konturzone um den Hohlraum relativ gleichförmig verteilt.

9.3.4 Bewertung der Ergebnisse und Zusammenfassung

Die Dilatanz unmittelbar nach Errichtung des Tübbingausbaus ($t = 3 \text{ a}$) liegt etwa bei $\varepsilon_{\text{vol}} = 3 \text{ ‰}$ im Stoß und $\varepsilon_{\text{vol}} = 0,7 \text{ ‰}$ in der Sohle, Bild 9.16. Die Schädigung beträgt in der Sohle etwa $D = 0,6 \text{ ‰}$ und im Stoß etwa $D = 1,5 \text{ ‰}$, Bild 9.17.

Deutlich sichtbar ist jedoch eine Zone erhöhter Permeabilität vor allem im Stoß, weniger im Sohlenbereich, Bild 9.19.

Nach einer Standzeit von $t = 85$ a liegt die Dilatanz am Stoß und in der Sohle Bereich von $\varepsilon_{\text{vol}} = 0,7$ ‰, Bild 9.20. Die Schädigung erreicht Werte in der Größenordnung von etwa $0,9$ ‰, Bild 9.21.

Die flächenhafte Darstellung der permeablen Zonen zeigt im Laufe der Standzeit von $t = 82$ a nach Dammeinbau (zum Zeitpunkt $t = 3$ a) einen Rückgang der Permeabilität von $K = 1 \cdot 10^{-15} \text{ m}^2$ bis $1 \cdot 10^{-16} \text{ m}^2$ auf etwa $K = 1 \cdot 10^{-19} \text{ m}^2$ bis $1 \cdot 10^{-21} \text{ m}^2$, Bild 9.19 bzw. Bild 9.23 und Bild 9.24. Die Ausdehnung der permeablen Zonen vom Stoß ins Gebirge hinein wird durch die numerische Berechnung gut abgebildet, auch die Übereinstimmung in der Größenordnung der Permeabilität ist gleichermaßen gut, Bild 9.26. Vor allem für die gemessenen Permeabilitäten im Stoß ist eine große Streuung abzulesen. Die berechneten Werte liegen innerhalb der Streubreite, aber etwas mehr im unteren Bereich. Die berechnete Permeabilität in der Sohle liegt nur geringfügig über den gemessenen Werten. Leider reichen die Messwerte nur bis in eine Teufe von knapp $0,8$ m unterhalb der Sohle, so dass die Größe der Ausdehnung nicht sicher verifiziert werden kann, Bild 9.27.

9.4 Fazit zur Berechnung

Aus dem Vergleich der gemessenen und rechnerisch ermittelten Permeabilitäten im Konturbereich der in der Asse 1914 ausgebauten Tübbingstrecke zeigt der neu entwickelte pps-Ansatz zur Berechnung der Sekundärpermeabilität aus der Dilatanz seine prinzipielle Übertragbarkeit auf ein In-situ-Beispiel. Bei der Simulation des Tragverhaltens der offenen Strecke zeigt sich, dass trotz der unterschiedlichen Dilatanz ($\varepsilon_{\text{vol}} \approx 1$ ‰ in der Sohle und $\varepsilon_{\text{vol}} \approx 2,5$ ‰ im Stoß) keine nennenswert unterschiedliche Permeabilitätsentwicklung im Flächenplot abzulesen ist. Es wird davon ausgegangen, dass bei ausreichend geringen Dilatanzen eine Zunahme der Dilatanz zu einer deutlich überlinearen Zunahme der Permeabilität führt, weil sich unweigerlich neue Systeme vernetzter Wegsamkeiten bilden. Bei hinreichend großer Dilatanz nimmt die Permeabilität dagegen nur noch linear mit dem weiteren Anstieg der Dilatanz zu.

10 Anwendung des phs-Stoffmodells zur Quantifizierung der Verheilung in einer Strecke mit Streckendamm und Versatz unter Berücksichtigung zweier unterschiedlicher Steinsalzlokalationen

10.1 Beschreibung des Umfangs und Zielsetzung der Berechnungen

Bevor auf die numerische Simulation eines Dammbauwerkes in einer versetzten Strecke eingegangen werden soll, werden zunächst der prinzipielle Aufbau von Dichtelementen und Widerlagern und die verwendeten Baustoffe sowie deren Eigenschaften beschrieben.

Für die physikalische Modellierung der mit Salzgrus versetzten und mit einem Dammbauwerk verschlossenen Strecke wird ein Kompaktionsstoffmodell zur Beschreibung der Versatzkompaktion vorgestellt, Abschnitt 10.3. Ferner wird zur Berechnung der Permeabilitätsentwicklung im Salzgrus in Abschnitt 10.4 eine Poro-Perm-Beziehung vorgestellt. Das Kompaktionsstoffmodell sowie die Poro-Perm-Beziehung sind beide in das FE-Programmpaket *MISES3* implementiert worden.

Bei der numerischen Simulation der mit Salzgrus versetzten und mit einem Dammbauwerk versehenen Strecke erfolgt die Einbringung des Versatzes nach $t = 30$ a Standzeit der Strecke, und zwar bevor die Kontur für den Einbau des Dammes beraubt wird. D.h. es wird die Situation einer rechts des Widerlagers versetzten (Einlagerungs-)Strecke modelliert, in die bündig an den Versatzkörper der Damm gebaut wird.

Es werden Berechnungen für zwei unterschiedliche Steinsalzlokalationen durchgeführt, zum einen eine Berechnung mit Salz der Lokation Sondershausen, ein nicht allzu kriechfähiges Steinsalz, zum anderen mit Salz der Lokation Asse, welches kriechfähiger ist als das der Lokation Sondershausen, gleichzeitig aber eine etwas geringere Festigkeit aufweist.

Auf diese Weise sollen die Charakteristika der beiden Salzarten Aufschluss geben über

- die Auswirkungen auf die aufgelockerte Zone über dem Dammbauwerk und den Versatzkörper,
- mögliche Zeitpunkte, bis zu denen das Dammbauwerk als technische Barriere funktionsfähig bleiben muss.

Bei einer fiktiv angenommenen Flutung des Streckenteils vor dem Dammbauwerk ist von einer Durchströmung des Barrierensystems und der Auflockerungszone auszugehen. Es wird die Menge Fluid ermittelt, die zu verschiedenen Zeitpunkten durch das Barrierensystem hindurch strömt. Nach der Flutung wirkt der Fluidruck im Korngefüge als Porenwasserdruck bzw. als hydrostatischer Stützdruck auf die Hohlraumkontur. Diese Einflüsse werden in abschließenden hydraulisch-mechanisch gekoppelten Berechnungen quantifiziert und bewertet.

10.2 Prinzipieller Aufbau von Dichtelementen und Widerlagern

Aus hydraulischer Sicht bestehen Abdichtungsbauwerke aus mehreren Komponenten, und zwar dem Dichtelement, der Kontaktzone zwischen Dichtelement und Gebirge, der Konturzone des Gebirges sowie der Grenzfläche zwischen Dichtelement und Widerlager.

Es werden zwei Arten von Abdichtungsbauwerken unterschieden:

1. Kombinierte Dichtelemente und Widerlager, bei denen die Abdichtungsbauwerke die Funktion der Abdichtung und des Lastabtrages gleichzeitig übernehmen, z.B. Abdichtungsbauwerke aus Salzbeton. Diese Bauweise bietet sich vor allem bei geringen Abmessungen der Bauwerke an bzw. ist dann erforderlich, wenn in zu kurzen Strecken keine Trennung der Bauteile erfolgen kann.
2. Getrennte Dammbauwerke, bei denen ein spezielles Dichtelement die Funktion der Abdichtung und ein Widerlager die Funktion des Lastabtrages in das umliegende Gebirge übernimmt.

Im Salinargebirge sind beide Ausführungen praktikabel.

Als Material für Dichtelemente kommen grundsätzlich Bentonit bzw. Bentonitgemische in Frage. Im Salinargebirge wurde auch die Ausführung von Asphalt dichtungen bzw. die Verwendung von Materialien aus Asphaltgemischen vorgeschlagen. Der Bentonit eines Dichtelementes trägt bedingt auch zum Lastabtrag bei und zwar über den Kontaktdruck zwischen Gebirge und Bentonit, der umso höher ausfällt, je mehr der Bentonit durch Zufluss von Flüssigkeit aufquillt. Bei der Aufsättigung des Dichtelements entstehen Quelldrücke in der Größenordnung von $p_Q = 1 - 3 \text{ MPa}$. Weiterhin beruht der Lastabtrag auf Reibung zwischen dem Bentonitdichtelement und dem Gebirge sowie auf den Festigkeitseigenschaften des Bentonits selbst, *Sitz und Gruner (1997)*.

Die Anforderungen an Dichtelemente sind im Grundsatz die gleichen wie an das gesamte Verschlussbauwerk und sollen hier nur der Vollständigkeit halber wiederholt werden:

- Dauerhafte und vor allem wartungsfreie Verhinderung von Zuflüssen in die Einlagerungshohlräume, ebenso Verhinderung von Zuflüssen aus den Einlagerungshohlräumen in das restliche Grubengebäude, in den Grundwasserleiter und in die Biosphäre,
- Verhinderung von Umläufigkeiten über die Auflockerungszone.

Aufgrund der angestrebten langen Betriebszeiten von Dammbauwerken von $t = 100 - 1000$ Jahren kommt der Konstruktion der Dichtelemente und Widerlager eine besondere Bedeutung zu:

- Die prinzipielle Funktionstüchtigkeit der Dichtelemente und Widerlager muss unter In-situ-Bedingungen erprobt worden sein.

- Die langzeitige Beständigkeit der eingesetzten Materialien muss gewährleistet sein.
- Das Abdichtungssystem muss technisch dicht sein.
- Bei der Konstruktion wird nicht die ideale Lösung angestrebt. Vielmehr wird eine ausreichende Schutzwirkung verlangt, z. B. ausreichend geringe Wahrscheinlichkeit des Versagens bzw. ein ausreichend hohes Sicherheitsniveau.
- Bei der konstruktiven Ausgestaltung von Dichtsystemen ist zu berücksichtigen, dass sich im Lauf der Zeit die Umgebungsbedingungen ändern können, z. B. auflaufendes Gebirge, Drücke durch Gasbildung und/oder Absaufen der Grube, geochemisches Milieu.

Sitz (1981) stellt mehrere unterschiedliche Widerlagertypen vor, die nach der gestellten Bauaufgabe und dem Zweck eingesetzt werden können und im Folgenden kurz vorgestellt und beschrieben werden. Das Bild 10.1 zeigt diese Widerlagertypen.

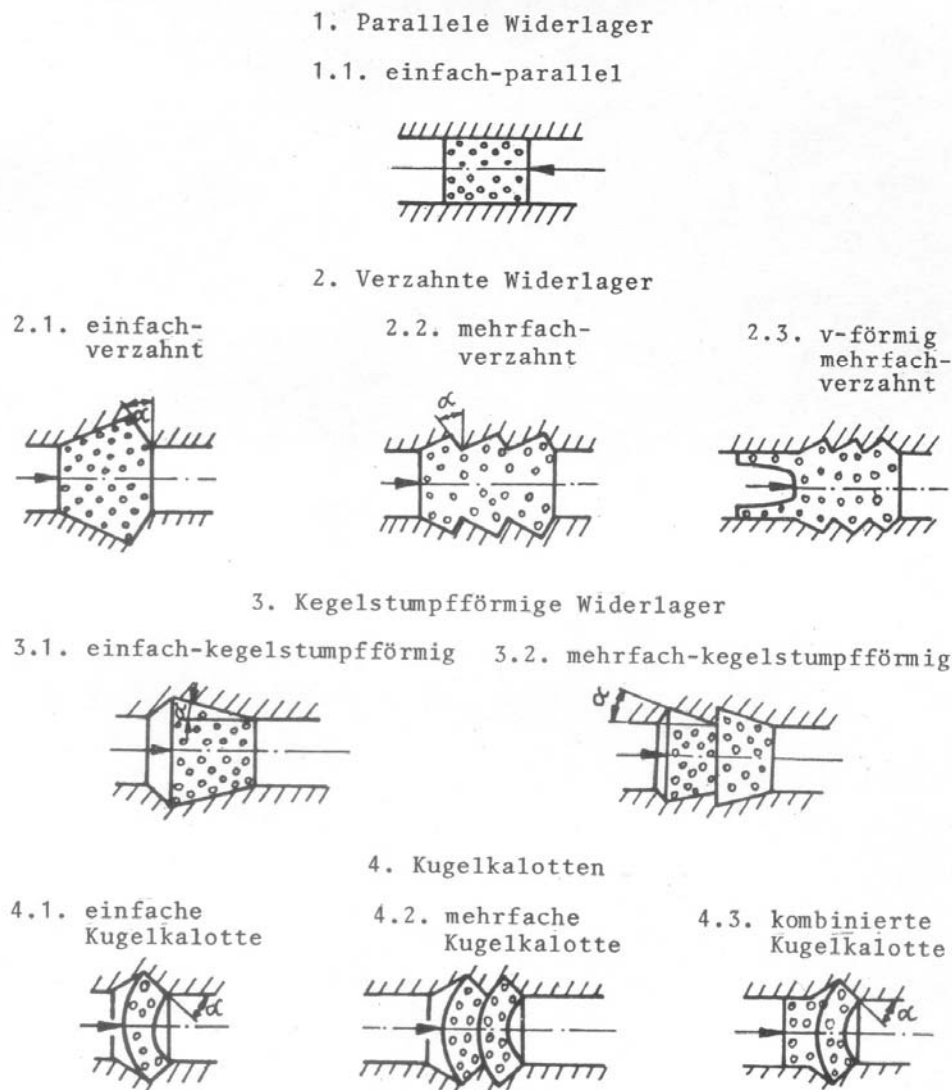


Bild 10.1: Widerlagertypen nach Sitz (1981)

Das statische Widerlager bildet mit den angrenzenden Dichtungselementen und dem umgebenden Gebirge ein Verbundtragsystem. Die Aufgabe des Widerlagers besteht aus der Aufnahme bzw. dem Lastabtrag der im Lauf der Zeit in axialer Richtung zu erwartenden bzw. nicht auszuschließenden Beanspruchungen in das umgebende Gebirge. Gleichwohl muss das Widerlager auch die Beanspruchungen aus der Hohlraumkonvergenz sicher aufnehmen können und darf weder seine Standsicherheit noch seine Funktionstüchtigkeit einbüßen.

Bei den Widerlagern wird unterschieden zwischen gebirgsverbundenen und gleitfähigen Konstruktionen. Gleitfähige Konstruktionen bieten gegenüber gebirgsverbundenen Konstruktionen entscheidende Vorteile, *Förster et al. (1990)*:

- Im Widerlager kann sich ein günstigerer mehraxialer Spannungszustand einstellen.
- Es treten keine Spannungsspitzen im Gebirge bzw. Widerlager und dadurch keine Abrisse vom Gebirge auf.
- Durch die Gleitschicht wird ein zusätzlicher Korrosionsschutz der Mantelfläche erreicht.
- Es treten keine ungünstig wirkenden Zusatzbeanspruchungen bei Schwindprozessen aufgrund der zwängungsfreien, gleitfähigen Lagerung auf. Die durch Hydratationsprozesse entstehenden thermischen Spannungen sowie Spannungen durch Gebirgsbewegungen können im Widerlager deutlich reduziert werden.

Die Konstruktion des Widerlagers sollte einen beidseitigen Lastabtrag ermöglichen, d. h. das Bauwerk sollte so ausgelegt werden, dass der maximal zu erwartende Fluidruck auf einer der beiden Stirnseiten aufgebracht werden kann. Beispielrechnungen von *Sitz (1981)* haben ergeben, dass die Widerlagerlänge etwa dem 3,5 – 4,5 fachen des Streckendurchmessers entsprechen sollte. Längere Widerlager bringen keine wesentliche Verbesserung der Beanspruchungszustände. Die in Bild 10.1 gezeigten Widerlagertypen haben folgende Einsatzzwecke und Eigenschaften:

1. Parallele Widerlager werden wegen ihrer einfachen Bauweise nur für Dammbauwerke mit der Anforderung einer kurzzeitigen Wirksamkeit verwendet, z.B. zur Abdichtung von Wassereinbrüchen in Gruben. Die Beanspruchungen werden nur über Reibung und Haftung in der Kontaktfuge zwischen Gebirge und Widerlager abgetragen. Dadurch treten Verschiebungen in der Konstruktion auf. Der Kontaktfuge kommt daher eine besondere Bedeutung zu, da die Länge und die Oberflächenbeschaffenheit die für den Lastabtrag maßgebenden Parameter sind. Um eine ausreichende Scherfestigkeit in der Kontaktfuge zu gewährleisten, hat *Wittke (1973)* ein zylindrisches Betonwiderlager vorgeschlagen, bei

- dem die Fuge mit injiziertem Zement abgedichtet wird. Die Widerlagerlänge sollte mindestens dem Durchmesser entsprechen.
2. Verzahnte Widerlager tragen normal unter dem Neigungswinkel $\alpha \leq 45^\circ$ ihrer Verzahnungen Lasten in das umliegende Gebirge ab. Untersuchungen dieser Widerlagertypen ergaben, dass große Bereiche des Widerlagerkerns ungünstig durch Zugspannungen beansprucht werden, die luftseitig Maximalwerte erreichen. Durch Verlängerung des Widerlagers und Vergrößerung des Winkels der Verzahnung können diese Zugspannungen abgebaut werden. Größere Verzahnungswinkel und längere Widerlager bedingen durch zusätzliche große Ausbruchs- und Betonierarbeiten einen hohen Bauaufwand. Mehrfach verzahnte Widerlager können diese Nachteile teilweise kompensieren. Der hohe Bauaufwand bleibt jedoch unabhängig von der Anzahl der Verzahnungen bestehen.
 3. Kegelstumpfförmige Widerlager tragen über die gesamte Mantelfläche Kräfte in das Gebirge ein. Bei Neigungswinkeln des Kegelmantels von $\alpha \leq 15^\circ$ herrscht im Widerlager ein günstiger mehraxialer Beanspruchungszustand, wobei sich die Maximalwerte der Druckspannungen mit zunehmendem Neigungswinkel verringern. Allerdings treten dann im Kontaktbereich zwischen Gebirge und Widerlager möglicherweise Zugspannungen auf. Im Widerlager selbst treten Zugspannungen nur in relativ kleinen Bereichen auf, die sich konstruktiv beherrschen lassen. Unter Berücksichtigung eines möglichst geringen Ausbruchs des umliegenden Gebirges erwiesen sich Neigungswinkel des Kegelstumpfs von $\alpha = 9 - 15^\circ$ als sinnvoll. Mit wachsender Widerlagerlänge reduzieren sich die Druckspannungen im Kegelstumpf. Keine wesentliche Vergünstigung bringen Bauwerkslängen, die das 1 > 3 – 4 fache des Streckenradius überschreiten. Bei hohen Belastungen des Widerlagers und Widerlagerlängen von mehr als dem doppelten Streckenradius sollte aus Gründen des Bau- und Ausbruchsaufwands auf mehrfach-kegelstumpfförmige Widerlager zurückgegriffen werden. Die Länge jedes einzelnen Kegelstumpfs sollte etwa das 0,8 – 1,2 fache des Streckenradius betragen.
 4. Kugelkalotten weisen bei Vollbelastung einen günstigen dreiachsigen Spannungszustand in der Kalottenschale auf. Außerdem liegen in den Kämpfern nur Normalspannungen vor, die in das Gebirge eingetragen werden. Auf eine schubspannungsfreie Kraftübertragung durch Gleitschichten im Kämpferbereich sollte geachtet werden. Kugelkalotten sind empfindlich gegen asymmetrische Teilbelastungen, weil diese zu Abweichungen des gewünschten Membranspannungszustandes nach der Schalentheorie und damit zu ungünstigen Biegezugspannungen führen. Ebenso spielt die Schalendicke eine Rolle: bei zu dicken Schalen vergrößern sich die Bereiche, in denen Zugspannungen auftreten können.

Kugelkalotten können sinnvoll eingesetzt werden, wenn eine axiale Vollbelastung garantiert werden kann und die Lager gleitfähig im Gebirgsverbund ausgebildet werden können. Nachteilig sind die aufwendige Konstruktion und die Anfälligkeit gegen Biegebeanspruchung, die besonders bei großer Hohlraumkonvergenz auftritt und nachteilig den Beanspruchungszustand in der Schale verändert.

Die Materialauswahl sowohl für Abdichtungselemente wie auch für Widerlager hat unter dem besonderen Aspekt der nicht zuletzt auch anhand von natürlichen Analoga nachgewiesenen Langzeitbeständigkeit zu erfolgen. Als geeignet haben sich folgende Materialien für Dichtungssysteme und Widerlager erwiesen:

- Tone, Bentonite, möglicherweise mit Zuschlagsstoffen, im Salinargebirge Salzgrus mit definierten Sieblinien sowie Salzbriketts,
- Bitumen und Asphalte in unterschiedlicher Zusammensetzung,
- Betone, Mörtel, Injektionsschlämme,
- Schotter (z. B. aus Basalt).

Für andere Materialien, vor allem Kunststoffe, Keramiken und Metalle fehlen Langzeiterfahrungen zur Beständigkeit, *Förster et al. (1990)*.

Neuere Untersuchungen zur Langzeitbeständigkeit liegen vor allem für Kupfer als Metall vor. Im KBS-3-Behälterkonzept, welches für die Endlagerung radioaktiver Abfälle im baltischen Granitschild von Schweden und Finnland favorisiert wird, werden Untersuchungen zum Korrosionsverhalten der kupfernen Einlagerungsbehälter mit den Ergebnissen natürlicher Analoga belegt. Funde gediegenen Kupfers und archäologische Funde von Artefakten aus Kupfer, die in tonigen Schichten eingelagert waren, erlauben Rückschlüsse auf die Langzeitstabilität von Kupfer unter geochemisch konstanten Bedingungen, wie sie im Endlager durch den Einsatz von Bentonit als Puffermaterial erreicht werden können, *Grundvelt, Smellie (2004)*.

10.3 Darstellung des Stoffmodells für Versatzkompaktion von Korthaus/Hein

In einem EU-Benchmark-Test wurde von *Korthaus (1998)* ein von *Hein (1991)* entwickeltes Stoffmodell für Salzgrus in ein FE-Programm implementiert und die Anwendbarkeit geprüft. Die Volumenkompaktionsrate $\dot{\epsilon}$ wird aus den Gleichungen (10.1), (10.2) und (10.3) berechnet:

$$\dot{\epsilon} = A \cdot \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right) \cdot (h_1 \cdot p^2 + h_2 \cdot q^2)^2 \cdot \left(h_1 \cdot \frac{p}{3} \cdot 1 + h_2 \cdot S\right) \quad (10.1)$$

und

$$h_1(\eta) = a / (((\eta_0 / \eta)^c - 1) / \eta_0^c + d)^m \quad (10.2)$$

$$h_2(\eta) = b \cdot h_1(\eta) + 1 \quad (10.3)$$

mit

p	Hauptnormalspannung, MPa
S	deviatorischer Spannungstensor, MPa
q	deviatorische Spannungsinvariante, MPa
Q	Aktivierungsenergie, kJ/mol, $Q = 154,21$ kJ/mol
A	Parameter, $1/\text{sMPa}^5$, $A = 1,9 \cdot 10^{-06}$ $1/\text{sMPa}^5$
T	absolute Temperatur, K
η_0	initiale Porosität, -, 31%
R	universelle Gaskonstante $R = 8,3143 \cdot 10^{-03}$ kJ/(K·mol)
a	Parameter, -, $a = 0,01648$
b	Parameter, -, $b = 0,9$
c	Parameter, -, $c = 0,1$
d	Parameter, -, $d = 0,0003$
m	Parameter, -, $m = 2,25$

Weitere Parameter für den Versatz aus Salzgrus:

E	E-Modul, MPa, $E = 300$ MPa
---	-----------------------------

Die erforderlichen Parameter wurden aus Versuchen ermittelt und sind in der Literatur zu finden, *Korthaus (1998)* und *Hein (1991)*.

10.4 Darstellung des Porositäts-Permeabilitäts-Ansatzes der GRS für Salzgrus

Das implementierte und im vorigen Abschnitt vorgestellte Stoffmodell zur Modellierung der Versatzkompaktion von *Korthaus/Hein* ermöglicht die Ermittlung der Porositätsänderung im Versatzkörper mit fortschreitender Kompaktion infolge der Hohlraumkonvergenz. Im Rahmen des Langzeitsicherheitsnachweises ist die Kenntnis der zeitabhängigen Permeabilität im Versatzkörper von besonderer Wichtigkeit. Die erforderliche Funktionszeit des Dammbauwerks hängt davon ab, dass der Versatz so weit durch den konvergierenden Hohlraum kompaktiert ist, dass er als Ersatz für das Abdichtungsbauwerk die Aufgabe der Abdichtung gegen Laugenzuflüsse langfristig vollständig übernehmen kann. Aus diesem Grunde wurde ein von der *GRS (1999)* vorgeschlagenes Poro-Perm-Modell für Salzgrus übernommen und imple-

mentiert, mit dessen Hilfe aus der zeitabhängigen Porosität des (sich kompaktierenden) Versatzes die Permeabilität bestimmt werden kann. Das Modell ist empirisch auf der Basis zahlreicher Versuche hergeleitet worden.

Die Poro-Perm-Beziehung für Salzgrus als Versatzmaterial ergibt sich zu:

$$K = 6,237 \cdot 10^{-10} \cdot n^{4,497} \quad (10.4)$$

mit n Porosität, -

K Permeabilität, m^2

Gl. (10.4) ist für trockenen und feuchten Salzgrusversatz anzuwenden und gilt für Porositäten von $n > 0,3 \%$ (0,003).

10.5 Berechnung eines Streckendamms mit Versatzkompaktion, Verheilung und Permeabilitätsentwicklung am Beispiel des Dammbauwerks Sondershausen

10.5.1 Untertägige Situation und Vorüberlegungen

Das Dammbauwerk Sondershausen wurde im Rahmen eines Forschungsprojektes in einen Streckenstummel in der mittlerweile stillgelegten Grube „Glückauf“ in Sondershausen gebaut, *Sitz (1999)*.

Die Teufe der vor ca. $t = 30$ a aufgefahrenen kreisrunden Maschinenstrecke liegt bei $z = 684$ m (NN ist $z = 201$ m). Die Dichte des anstehenden Staßfurtsteinsalzes ist von *Sitz (1999)* mit $\rho = 2196 \text{ kg/m}^3$ angegeben worden. Daraus kann unter der Annahme eines unverritzten und homogenen Gebirges ein Primärspannungszustand von ca. $p_G = 16 \text{ MPa}$ abgeschätzt werden. Der Streckendurchmesser beträgt $d = 3$ m. Im Bereich des Dammbauwerks ist die Gebirgskontur entsprechend der Konfiguration des Dammbauwerks nachgerissen und das Dammbauwerk innerhalb eines Zeitraumes von $t = 303$ d mit handwerklichen Verfahren aus Trockenmauerwerk für das Widerlager (Salzgrusbriketts) und für das Dichtelement (Bentonitsteine) errichtet worden. Bild 10.2 zeigt die Kontur des späteren Dammbauwerks, die in die Strecke gehauen wurde.



Bild 10.2: Blick in den vorbereiteten Streckenbereich zum Einbau von Dichtelement und Widerlager, FDI und FDII zeigen zwei Messpunkte in der Firste des Dichtelements, SWD und NOD zeigen dessen Ausrichtung an (Südwest und Nordost), aus Häfner (2001)

Der konstruktive Aufbau des Dammbauwerks mit den Abmessungen und seinen einzelnen Bauabschnitten ist Bild 10.3 zu entnehmen. Die angedeuteten Druckkammern sowie die Solebetonfüllung in der Strecke werden nicht als eigenständige Konstruktionselemente in das Berechnungsmodell übernommen.

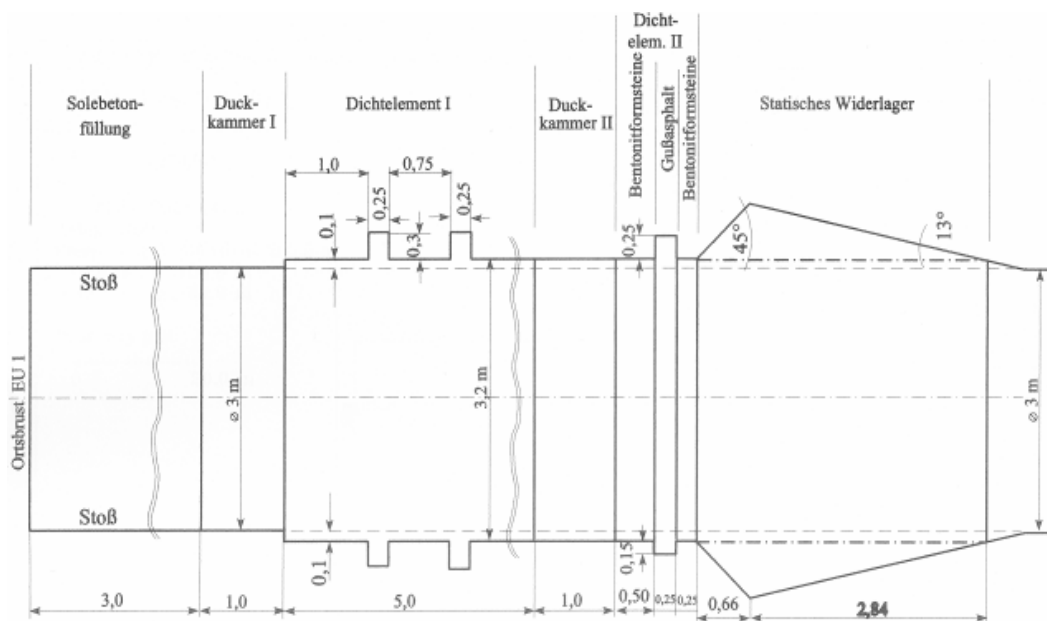


Bild 10.3: Aufbau des Dammbauwerks, nach IfG (1998-2000)

In den nachfolgenden Berechnungen soll zusätzlich auch die geomechanische Wirkung von Versatz auf das Gebirgstragverhalten untersucht werden. Daher wird im Berechnungsmodell entgegen der Realität der Streckenbereich rechtsseitig des Dammwiderlagers mit Salzgrus

versetzt. Die Einbringung des Versatzes erfolgt nach $t = 30$ a Standzeit der Strecke zusammen mit dem Dammbauwerk. Die Streckenkontur wird in diesem Bereich nicht nachgearbeitet. Damit wird die Situation einer versetzten (Einlagerungs-) Strecke modelliert, in die bündig an den Versatz anschließend ein Streckendamm eingebaut wird. Diese Konstruktion soll eine langfristige Abdichtung gewährleisten – entweder sollen die Abfälle gegen den luftseitigen Zutritt von wässrigen Lösungen geschützt werden oder die Restgrube gegen den Zutritt kontaminierter Lösungen aus den Abfällen.

Mit dem Versatz in der Strecke kann einerseits der Rückgang der aufgelockerten Zone an der nicht nachgearbeiteten Streckenkontur durch Konvergenz des Hohlraums auf den Versatzkörper und andererseits die Kompaktion des Versatzes selbst aufgezeigt werden. Für beide Prozesse (Verheilung der aufgelockerten Konturzone durch Konvergenz und Kompaktion des Versatzes) stehen Stoffmodellansätze zur Verfügung, mit denen es möglich ist, die Permeabilitätsentwicklung zu quantifizieren. Für die Simulation des Streckenversatzverhaltens ist zuvor die in Abschnitt 10.4 vorgestellte Poro-Perm-Beziehung implementiert worden, um die Reduktion der Permeabilität in Abhängigkeit des Kompaktionsgrades berechnen zu können, *GRS (1999)*.

10.5.2 Modellierung und Materialparameter

Für die numerische Simulation wird der Streckenteil rechts des statischen Widerlagers mit Salzgrus versetzt. Es wird vereinfachend angenommen, dass der Versatz instantan eingebracht wird, d. h. das Versetzen der Strecke wird nicht zeitabhängig modelliert. Es wird folgender Zeitablauf gewählt:

- Auffahrung und Standzeit der Strecke bis zum Zeitpunkt $t = 30$ a,
- Konturnacharbeiten für den Einbau des Dammbauwerks und Einbringen des Versatzes zum Zeitpunkt $t = 30$ a,
- Einbau des Dammbauwerks zum Zeitpunkt $t = 30$ a + 303 d.

Da das Dammbauwerk in Sondershausen in händischem Verfahren errichtet worden ist, wurde nach *Sitz (1999)* ein Zeitraum von etwa einem Jahr (genau $\Delta t = 303$ d) veranschlagt. In dieser Zeit bildet sich eine neue geschädigte Zone um die Kontur der Strecke im Bereich des Dammeinbauortes aus, die aufgrund der kurzen Standzeit der vor dem Einbau des Dammbauwerks freigeschnittenen Streckenkontur in ihrer Ausdehnung und im Maß ihrer Schädigung erfahrungsgemäß aber nur klein ist.

Das Berechnungsmodell besteht nach Versatz- und Dammeinbau aus 2003 isoparametrischen Achtknotenelementen, d. h. der Versatzkörper wird aus 420 Elementen modelliert. Bild 10.46 zeigt das FE-Modell.

Die Konvergenzrate der Strecke beträgt nach *Sitz (1999)* 1-2 mm/a. Die Materialkennwerte sind aus mehreren Berichten des *IfG Leipzig* entnommen, bei unzureichenden Angaben aber auch abgeschätzt worden, *IfG (1999a, 1999b)*.

In Tabelle 10.1 sind die verwendeten Materialkennwerte zusammengestellt.

Baugruppe	Datenquelle	E, GPa	ν, -	K, GPa	G, GPa	φ, °	c, MPa
Salzbrikett	Versuche	20	0,15	16	10	46	8,6
Salzbrikett-Mauerwerk	Ubiquitous-Joint-Modell, Versuche	4	0,03	1,418 k_N , MPa/m 10	1,942 k_S , MPa/m 1	20	0
Bentonitsteine lufttrocken	Versuche	5	(0,22)	3	2,174	20-23	2-3
Bentonitsteine Mauerwerk	geschätzt	(1)	(0,03)	(0,35)	(0,48)	(10)	(0)

k_N , k_S , Normal- bzw. Schersteifigkeit der Fugen im Mauerwerk, Schätzwerte in Klammern ()

Tabelle 10.1: Materialkennwerte für die Bauelemente des Dammbauwerks, siehe Standsicherheitsnachweis für das statische Widerlager, S.9, IfG Leipzig (1999a, Wissenschaftliche Berichte FZKA-PTE Nr. 6, Untertägige Entsorgung, 4. Statusgespräch, 1999, Clausthal-Zellerfeld, S. 176)

Als weitere wichtige Kennwerte für die Berechnung sind zu nennen:

- Die Dichte der Salzbriketts beträgt etwa $\rho = 2000 \text{ kg/m}^3$.
- Die Dichte der Bentonitformsteine beträgt $\rho = 1600\text{-}1700 \text{ kg/m}^3$, bezogen auf den lufttrockenen Einbauzustand.
- Der Primärspannungszustand in der betrachteten Strecke der Grube „Glückauf“, Sondershausen beträgt $p_G = 16 \text{ MPa}$.
- Für die Kontaktbedingungen zwischen Widerlager und Gebirge werden als Scherparameter angesetzt $\varphi = 20^\circ$ und $c = 0$.

Die Tabellen 10.2, 10.3 und 10.4 zeigen die in den anschließenden Berechnungen verwendeten Materialparameter für das Stoffmodell *Hou/Lux* für das Steinsalzgebirge sowie für das Widerlager des Dammbauwerks und sein Dichtelement aus Bentonitformsteinen. Die in der Übersichtszeichnung dargestellte Lamelle aus Gussasphalt wurde hier aus Mangel an Kennwerten für Gussasphalt nicht modelliert; sie wird wie das Dichtelement aus Bentonit modelliert.

<i>Steinsalz</i>					
<i>Hou/Lux-ODS</i>			<i>Hou/Lux-MDS</i>		
\overline{G}_k^*	MPa·d	$1,5 \cdot 10^4$	a_0	-	0,08
$\overline{\eta}_k^*$	MPa·d	$1,19 \cdot 10^5$	a_1	-	6,0
$\overline{\eta}_m^*$	MPa·d	$2,0 \cdot 10^8$	a_2	-	4,0
k_1	1/MPa	-0,121	a_3	1/d	$2,0 \cdot 10^{-10}$
k_2	1/MPa	-0,148	a_4	-	0,65
m	1/MPa	-0,200	a_5	1/MPa	0,08
l	1/K	0	a_6	MPa	58,0
T	K	295	a_7	MPa	30,0
			a_8	1/MPa	0,30
\overline{G}_{kE}^*	MPa·d	$1,5 \cdot 10^4$	a_9	-	1,0
k_{1E}	1/MPa	-0,121	a_{10}	1/MPa	0,25
l_{1E}	1/K	-	$fc1$	MPa	13
			$fs1$	MPa d	12663
			$fc2$	-	4
			$fs2$	-	1,5
			fh	d	100000
			gh	-	1,04
			a_{15}	1/d	$1,67 \cdot 10^{-9}$
			a_{16}	-	5,0
			a_{17}	-	5,5

Tabelle 10.2: Materialkennwerte für das Steinsalzgebirge

Die Kriechparameter sind von *Hou (2005)* im Rahmen eines BMBF-Verbundvorhabens aus einer Anzahl zur Verfügung gestellter Versuche ermittelt worden. Der Parameter $\overline{\eta}_m^*$ zur Beschreibung der stationären Kriechrate wurde um eine Zehnerpotenz erhöht, um das stationäre Kriechen besser an die gemessenen In-situ-Verformungen anzupassen, *Hampel (2005)*.

Salzbrikettmauerwerk (Widerlager)					
Hou/Lux-ODS			Hou/Lux-MDS		
\overline{G}_k^*	MPa·d	0	a_0	-	$1,0 \cdot 10^{-30}$
$\overline{\eta}_k^*$	MPa·d	$1,0 \cdot 10^{30}$	a_1	-	$1,0 \cdot 10^{-30}$
$\overline{\eta}_m^*$	MPa·d	$4,06 \cdot 10^8$	a_2	-	$1,0 \cdot 10^{-30}$
k_1	1/MPa	0	a_3	1/d	$1,0 \cdot 10^{-30}$
k_2	1/MPa	0	a_4	-	$1,0 \cdot 10^{-30}$
m	1/MPa	-0,247	a_5	1/MPa	$1,0 \cdot 10^{-30}$
l	1/K	0	a_6	MPa	4200
T	K	298	a_7	MPa	4200
			a_8	1/MPa	0,000252
\overline{G}_{kE}^*	MPa·d	0	a_9	-	0,577
k_{1E}	1/MPa	0	a_{10}	1/MPa	0
l_{1E}	1/K	-	a_{11}	d	0
			a_{12}	d	0
			a_{13}	-	0
			a_{14}	-	0
			a_{15}	1/d	$1,0 \cdot 10^{-30}$
			a_{16}	-	$1,0 \cdot 10^{-30}$
			a_{17}	-	$1,0 \cdot 10^{-30}$

Tabelle 10.3: Materialkennwerte für das Widerlager

Die Permeabilität K der Salzbrikettsteine beziffern Sitz (2001) mit $K = 1 \cdot 10^{-16} \text{m}^2$.

Bentonitmauerwerk (Dichtelement)					
Hou/Lux-ODS			Hou/Lux-MDS		
\overline{G}_k^*	MPa·d	0	a_0	-	$1,0 \cdot 10^{-30}$
$\overline{\eta}_k^*$	MPa·d	$1,0 \cdot 10^{30}$	a_1	-	$1,0 \cdot 10^{-30}$
$\overline{\eta}_m^*$	MPa·d	$1,0 \cdot 10^{30}$	a_2	-	$1,0 \cdot 10^{-30}$
k_1	1/MPa	0	a_3	1/d	$1,0 \cdot 10^{-30}$
k_2	1/MPa	0	a_4	-	$1,0 \cdot 10^{-30}$
m	1/MPa	0	a_5	1/MPa	$1,0 \cdot 10^{-30}$
l	1/K	0	a_6	MPa	4550
T	K	298	a_7	MPa	4550
			a_8	1/MPa	0,000093
\overline{G}_{kE}^*	MPa·d	0	a_9	-	0,577
k_{1E}	1/MPa	0	a_{10}	1/MPa	0
l_{1E}	1/K	-	a_{11}	d	0
			a_{12}	d	0
			a_{13}	-	0
			a_{14}	-	0
			a_{15}	1/d	$1,0 \cdot 10^{-30}$
			a_{16}	-	$1,0 \cdot 10^{-30}$
			a_{17}	-	$1,0 \cdot 10^{-30}$

Tabelle 10.4: Materialkennwerte für das Dichtelement

Die Permeabilität K der Bentonitformsteine beziffern *Sitz (2001)* mit $K = 2 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$.

Für das Salzbrikettmauerwerk und das Bentonitmauerwerk waren keine Materialparameter zur Beschreibung der viskosen Eigenschaften sowie zur Schädigungs- und Dilatanzrückbildung zu finden. Daher wird diesen Materialien ein elastisch-plastisches Materialverhalten nach *Mohr-Coulomb* zugeordnet. Aus programmtechnischen Gründen müssen diese Materialien jedoch mit dem Stoffmodell *Hou/Lux* modelliert werden, so dass diesen Materialparametern fiktive Zahlenwerte zugewiesen worden sind.

Die Materialkennwerte für das Widerlager und das Dichtelement sind aus den von der *IfG Leipzig (1999a, 1999b)* zur Verfügung gestellten Berichten übernommen worden. Die Festig-

keiten für das Mauerwerk aus Bentonitformsteinen sind abgeschätzt worden. Basis für diese Werte waren zum Teil Laborversuche.

Die Kontaktzonen zwischen Dammbauwerk und Gebirge bzw. Versatz und Gebirge werden nicht als Schwächezonen modelliert, d.h. es wird voller Verbund angenommen.

10.5.3 Berechnungsergebnisse für die Lokation Sondershausen

Auf eine Darstellung der Ergebnisse in Form von Flächenplots wird im Rahmen dieser Arbeit verzichtet. Hier wird auf das BMBF-Forschungsvorhaben 02C0720, *Lux et al. (2006)* verwiesen.

In diesem Abschnitt wird die zeitliche Entwicklung der Spannungen, der Verzerrungen, der Dilatanz und der Schädigung in einem Element in der Kontaktzone zwischen Dammbauwerk und Gebirge dargestellt. Die Darstellung der Berechnungsergebnisse über die Zeit erfolgt für das Element 562/Gaußpunkt Nr.2, der dem Gebirge und nicht der Kontur zugewandt ist. Die Lage des Elementes 562 ist Bild 10.4 zu entnehmen.

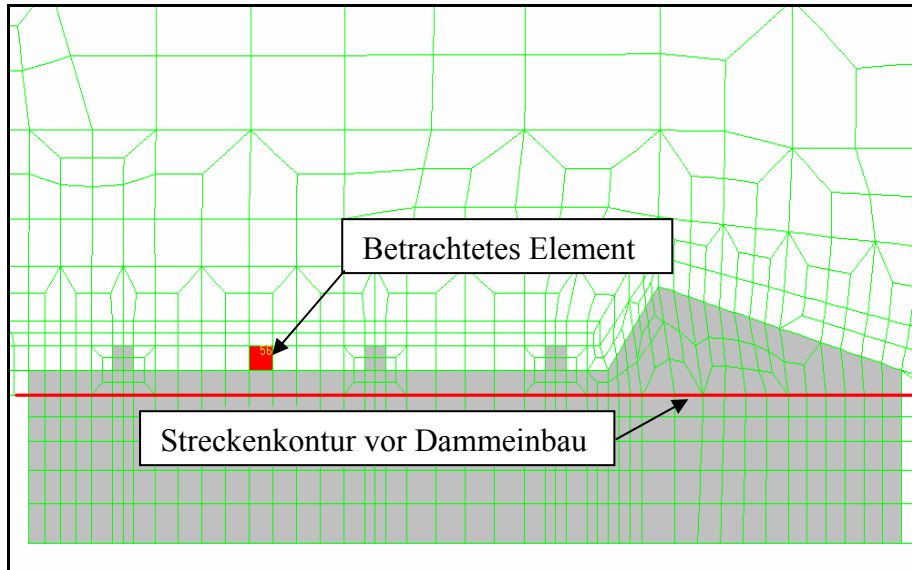


Bild 10.4: Lage des Elements 562 im Berechnungsmodell

Im Einzelnen wird der Verlauf folgender Zustandsgrößen dargestellt:

- Bild 10.5 zeigt den Verlauf der Spannungen über die Zeit.
- Bild 10.6 zeigt den Verlauf der Verzerrungen.
- Bild 10.7 zeigt den Anstieg und die Rückbildung der Schädigung und der Dilatanz.

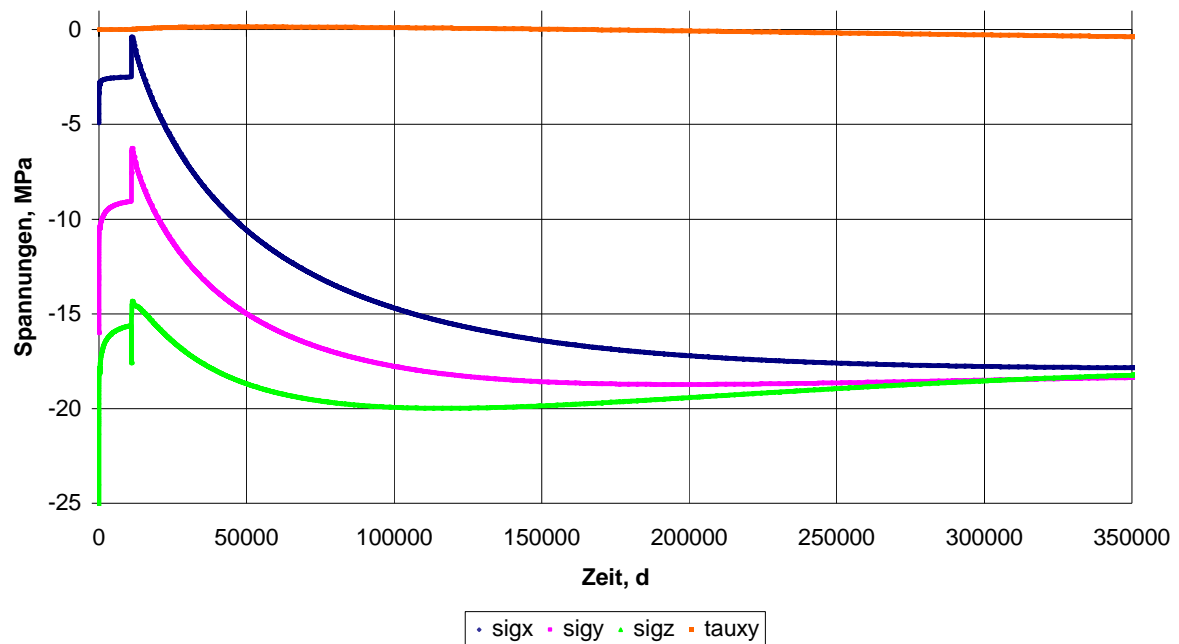


Bild 10.5: Zeitlicher Verlauf der Spannungen im Element 562

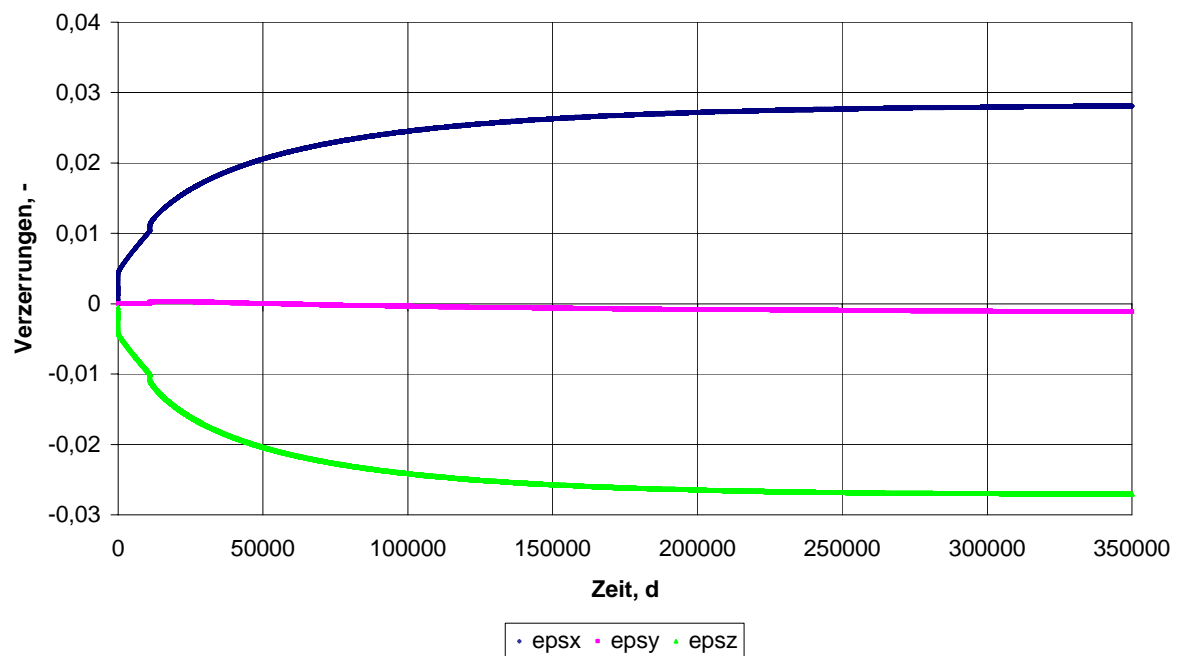


Bild 10.6: Zeitlicher Verlauf der Verzerrungen im Element 562

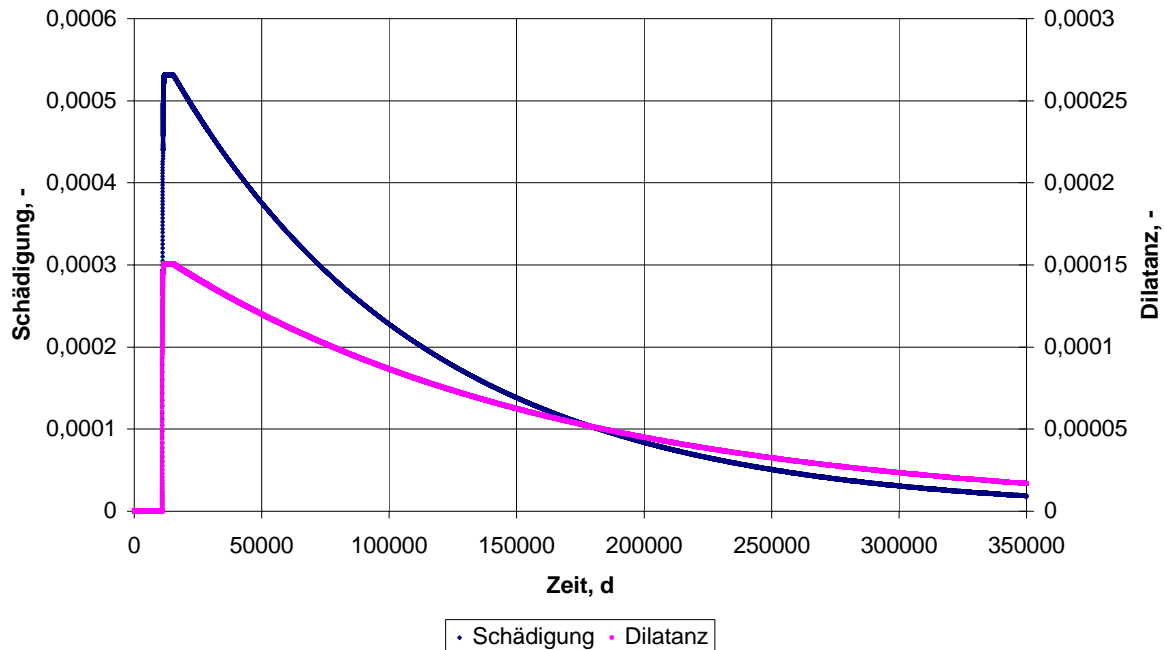


Bild 10.7: Zeitlicher Verlauf von Schädigung und Dilatanz im Element 562

Aus den dargestellten Zustandsgrößenverläufen ist zu entnehmen:

- Ausgehend von einem Primärspannungszustand von $p_G = 16 \text{ MPa}$ im unverritzten Gebirge verändern sich die Spannungen durch den momentanen Ausbruch zunächst entsprechend dem elastischen Stoffmodell *Hooke*, um in der Folgezeit durch die Auswirkung des Kriechens deutlich abzunehmen, hier insbesondere die Tangentialspannung, Bild 10.5. Da das Element 562 nach dem Streckenausbruch nahe an der Kontur liegt, muss die Spannung σ_x relativ klein sein. Nach dem Ausbruch der Streckenerweiterung liegt das Element direkt an der Kontur und zwar mit dem der Kontur abgewandten Gaußpunkt. Hier muss die Spannung σ_x (Radialspannung) nahezu Null werden. Diese Randbedingung ist erfüllt. Für die anderen Koordinatenspannungskomponenten kann keine Kontrolle anhand von prüfbaren Randbedingungen erfolgen. Die Verläufe sind jedoch plausibel. In der Folgezeit steigen die Spannungen durch den beginnenden Stützdruckaufbau infolge der Konvergenz des Gebirges erkennbar an.
- Die Verzerrungen in Bild 10.6 zeigen sehr deutlich einen sprunghaften Anstieg nach dem Ausbruch der Strecke und dann weiter nach dem Nachbruch der Kontur kurz vor dem Einbau des Dammbauwerks. In radialer Richtung (x) wird das Gebirgselement gedehnt (Verformung in den Hohlraum), in tangentialer Richtung (z) entsteht durch die Verformung des Gebirges in den Hohlraum eine Stauchung. In axialer Richtung erfolgt prak-

tisch keine Deformation. Radiale und tangential Verformungen sind nahezu gleich - ein Hinweis auf nur geringe Entfestigungen.

- Bild 10.7 zeigt den zeitlichen Verlauf der Schädigungs- und Dilatanzentwicklung im betrachteten Element 562. Dabei werden maximal nach $t = 30$ a Standzeit Zahlenwerte von $D = 0,00053$ und $\varepsilon_{\text{vol}} = 0,00015$ erreicht. Im *AkEnd*-Bericht (2002) wurde eine orientierende Schädigungsskala ausgearbeitet, mit der in Abhängigkeit von der Größe der Schädigung eine Einstufung des Gebirges hinsichtlich des Entfestigungsgrades vorgenommen werden konnte. In dem Zahlenwertbereich $0 < D \leq 10^{-04}$ wird das Gebirge zwar als mechanisch zwar geschädigt, hydraulisch aber als noch nicht wirksam geworden eingestuft; es gilt also $\Delta K \approx 0$. Dieser nahezu primäre Zustand in der hydraulischen Qualität wird wieder etwa ab $t = 183000$ d entsprechend $t = 501$ a erreicht. Tatsächlich lässt sich für die Kontur aus der flächenhaften Darstellung der Berechnungsergebnisse eine noch leicht erhöhte Permeabilität ablesen. Für den betrachteten zweiten Gaußpunkt, der der Kontur abgewandt ist, zeigt sich zu diesem Zeitpunkt auch schon wieder die Primärpermeabilität des Gebirges. Die maximale Schädigung liegt im Bereich von $D = 0,0005$ entsprechend $D = 5 \cdot 10^{-04}$. Nach *AkEnd* (2002) entspricht dieser Zahlenwert einem leicht geschädigten Gebirge.

10.5.4 Grafische Zusammenfassung der Ergebnisse über die Zeit

Als grafische Zusammenfassung der Berechnungsergebnisse werden Diagramme der Schädigungsentwicklung, der Dilatanzentwicklung sowie der Permeabilitätsentwicklung im Versatzkörper und im Gebirge sowie der Porositätsentwicklung im Versatz dargestellt. Die Zahlenwerte, die den Diagrammen zugrunde liegen, sind als Knotenpunktergebnisse aus drei Elementen übernommen worden, deren Lage aus Bild 10.8 hervorgeht. Es wird jeweils ein Knotenpunkt aus einem Randelement im Bereich der offenen Strecke, ein Knotenpunkt eines Elements im Kontaktbereich zwischen Dammbauwerk und Gebirge sowie ein Knotenpunkt eines Elements im Kontaktbereich zwischen Versatzkörper und Gebirge betrachtet.

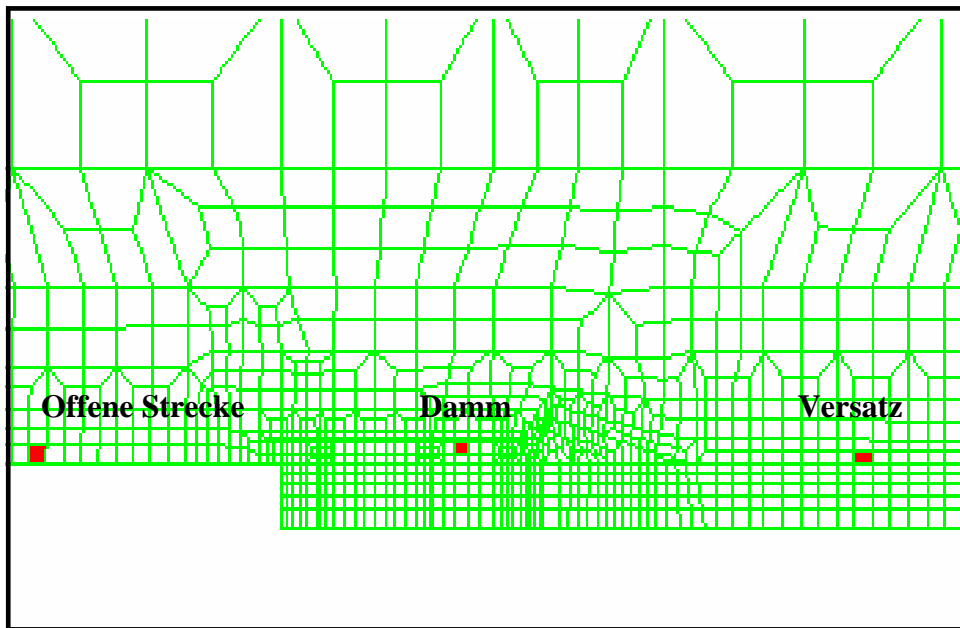


Bild 10.8: Lage der drei Elemente für die Auswertung der Berechnungsergebnisse in Diagrammen

Die folgenden Bilder zeigen die zeitliche Entwicklung von $t = 1$ d bis $t = 1000$ a (= 365000 d) nach Dammeinbau für die Schädigung, für die Dilatanz und für die Permeabilität in den drei Bereichen offene Strecke, Kontaktzone Dammbauwerk/Gebirge sowie Kontaktzone Versatz/Gebirge. Die Permeabilitäts- und Porositätsentwicklung im Versatz wird integral erfasst und nicht auf ein besonderes Element bezogen, da mit Ausnahme von Konturelementen aufgrund der gleichmäßigen Kompaktion im Versatz die Permeabilitäts- und Porositätsrückbildung ohnehin gleichmäßig ist.

Bild 10.9 zeigt die Schädigungsentwicklung von $t = 1$ d bis $t = 1000$ a nach Dammeinbau mit logarithmischer Darstellung der Schädigung. Im Bereich der offenen Strecke kommt es über den gesamten Zeitraum zu einer Zunahme der Schädigung, mit fortschreitender Zeit verlangsamt sich allerdings der Prozess. Im Bereich des Versatzes wird bis knapp 100000 d nach Dammeinbau noch zu einer leichten Zunahme der Schädigung erhalten, weil der Stützdruckaufbau im Versatz noch nicht ausreicht, um eine Rückbildung der Schädigung zu bewirken. Die Schädigung im Kontaktbereich Dammbauwerk/Gebirge nimmt kontinuierlich ab, da das Dammbauwerk sofort eine stützende Wirkung auf das Gebirge ausübt.

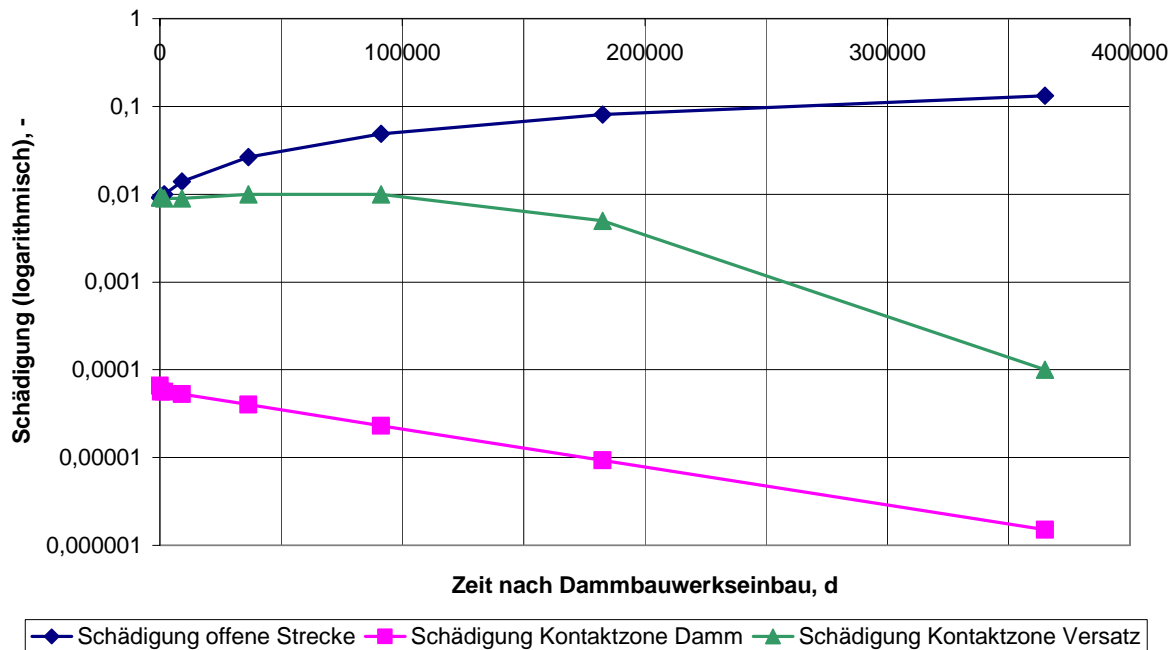


Bild 10.9: Zeitliche Entwicklung der Schädigung von 1 d bis 1000 a nach Dammeinbau in halblogarithmischer Darstellung

Bild 10.10 zeigt die Dilatanzentwicklung von $t = 1$ d bis $t = 1000$ a nach Dammeinbau mit logarithmischer Darstellung der Dilatanz. Im Bereich der offenen Strecke kommt es über den gesamten Zeitraum zu einer Zunahme der Dilatanz, mit fortschreitender Zeit verlangsamt sich allerdings der Prozess. Im Bereich des Versatzes wird bis knapp 100000 d nach Dammeinbau noch eine sehr leichte Zunahme der Dilatanz erhalten, weil der Stützdruckaufbau im Versatz noch nicht ausreicht, um eine Rückbildung der Dilatanz zu bewirken. Die Dilatanz im Kontaktbereich Dammbauwerk/Gebirge nimmt kontinuierlich ab, da das relativ steife Dammbauwerk sofort eine stützende Wirkung auf das Gebirge ausübt. Da die Schädigungs- und die Dilatanzentwicklung parallel ablaufen, weisen die Bilder 10.9 und 10.10 sehr ähnliche Verläufe auf.

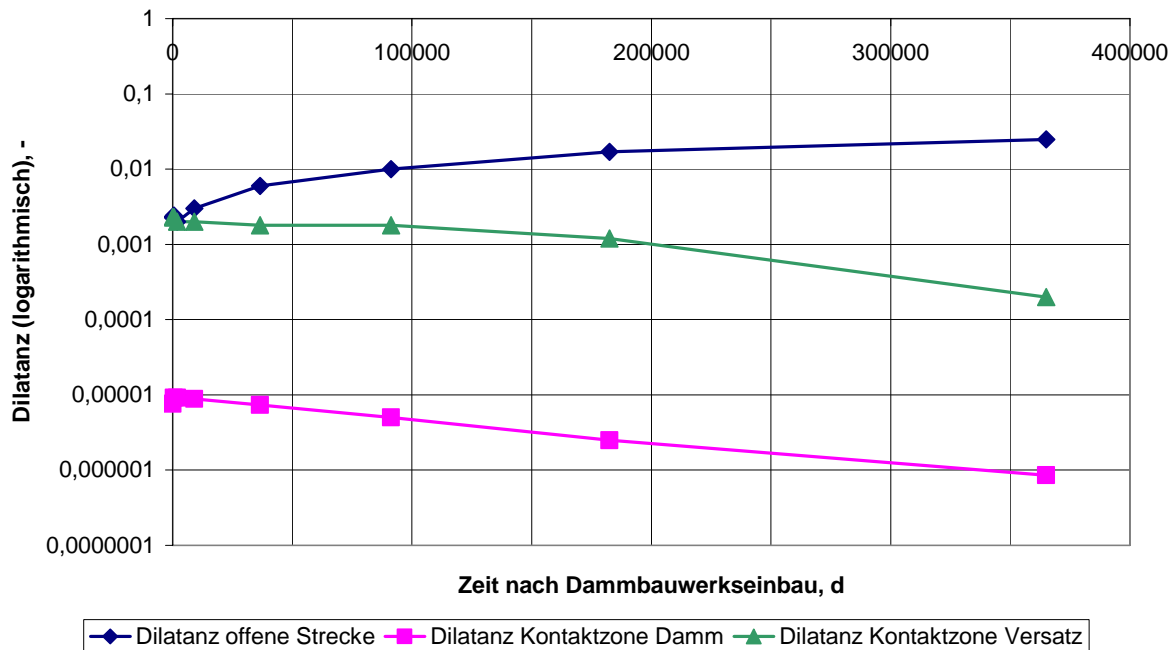


Bild 10.10: Zeitliche Entwicklung der Dilatanz von 1 d bis 1000 a nach Dammeinbau in halblogarithmischer Darstellung

Bild 10.11 zeigt die Permeabilitätsentwicklung von $t = 1$ d bis $t = 1000$ a nach Dammeinbau. Dargestellt ist der Exponent der Permeabilität. Im Bereich der offenen Strecke nimmt die Permeabilität ab etwa $t = 100000$ d nach Dammeinbau nicht mehr zu, sondern bleibt konstant bei $K = 10^{-15} \text{ m}^2$ und zwar trotz der Zunahme der Dilatanz nach $t = 100000$ d, wie in Bild 10.68 zu erkennen ist.

Im Versatzkörper nimmt durch die Kompaktion des Salzgruses die Permeabilität vom Zeitpunkt $t = 50000$ d (entsprechend ca. 137 Jahre) nach Dammeinbau kontinuierlich ab und erreicht am Ende des Betrachtungszeitraums bei $t = 365000$ d ($= 1000$ a) nach Dammeinbau eine Permeabilität von $K = 10^{-16} \text{ m}^2$. Damit ist immer noch nicht die Permeabilität des Dichtungselements von $K = 2 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$ erreicht worden. Aus Bild 10.11 ist auch zu erkennen, dass die Permeabilität in den Kontaktzonen Dammbauwerk/Gebirge und Versatzkörper/Gebirge kontinuierlich abnimmt und diese Bereiche im Vergleich zur Permeabilität des Versatzkörpers selbst, aber auch im Vergleich zur Permeabilität des Dichtelements von $K = 2 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$ keine Schwäche zonen darstellen.

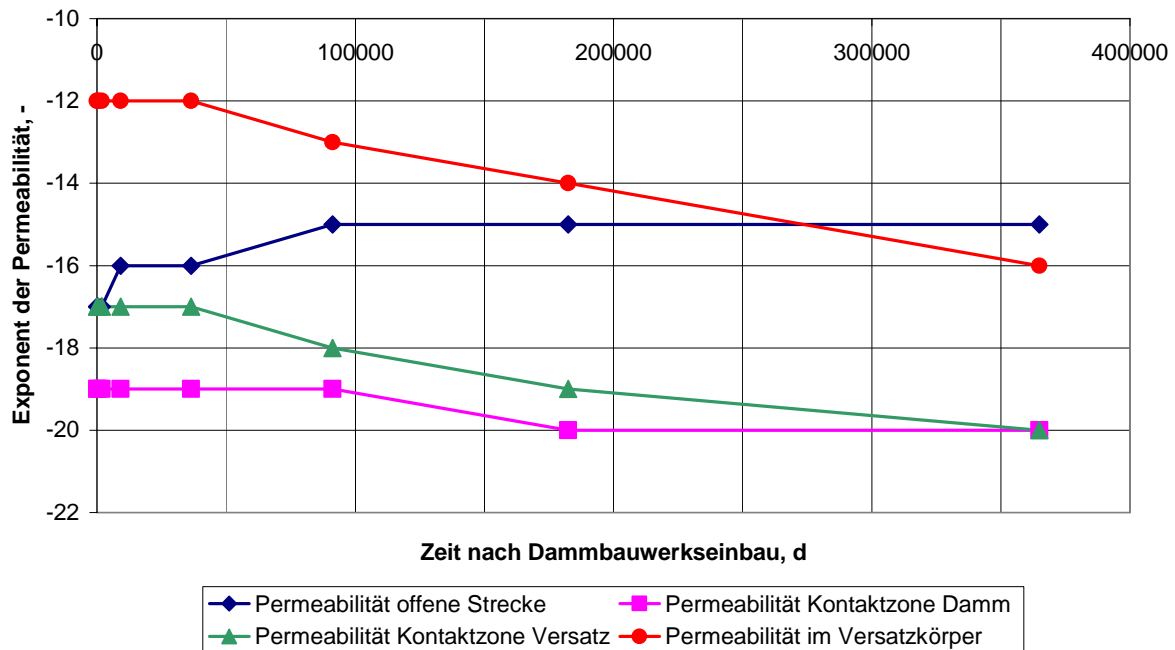


Bild 10.11: Zeitliche Entwicklung der Permeabilität (Exponent) von 1 d bis 1000 a nach Dammeinbau

Bild 10.12 zeigt die Porositätsabnahme im Versatzkörper über den Zeitraum von $t = 1$ d bis $t = 365000$ d (= 1000 a) nach Dammeinbau.

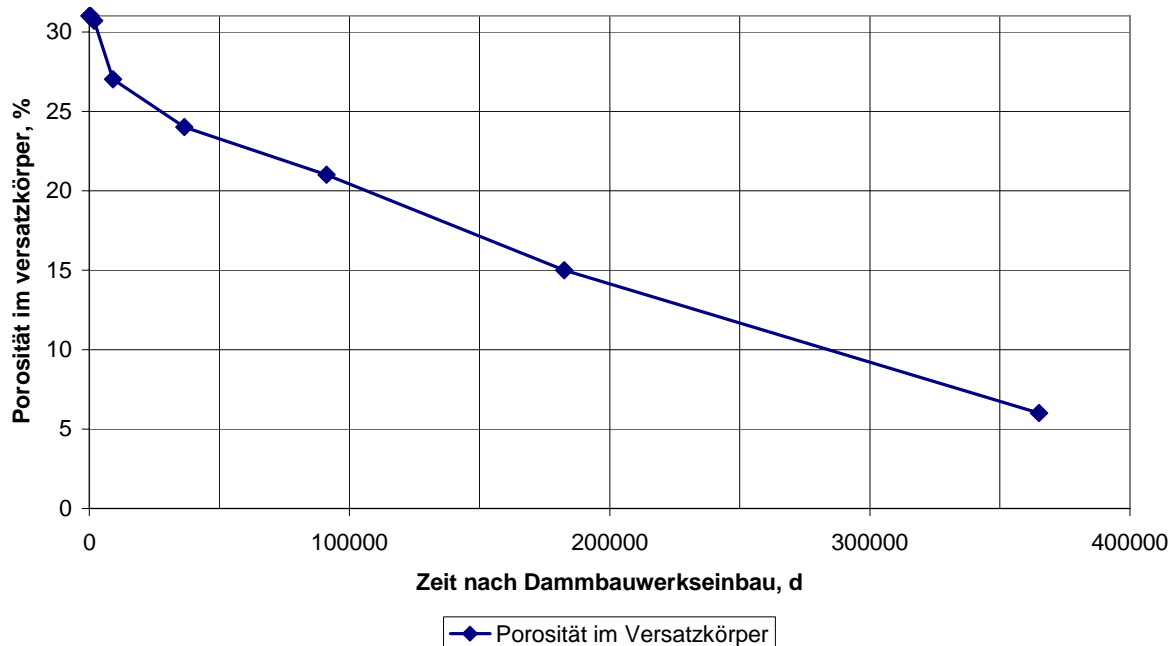


Bild 10.12: Zeitliche Entwicklung der Porosität im Versatzkörper von 1 d bis 1000 a nach Dammeinbau

10.5.5 Zusammenfassende Darstellung und Diskussion der Ergebnisse

Zusammenfassend kann über die Ergebnisse der Berechnung mit Versatz folgendes festgehalten werden:

- Die Verformungen werden entsprechend den Konvergenzraten von *Sitz (1999)*, die mit $\dot{K}_v = 1\text{-}2 \text{ mm/a}$ angegeben sind, in der richtigen Größenordnung berechnet. Dabei ist zu beachten, dass sich das Maß der Konvergenz auf die Firstsetzung und Sohlenhebung gleichzeitig bezieht. Hier wird in dem betrachteten Berechnungsmodell nur die Firstsetzung quantifiziert, die sich entsprechend den Messwerten von *Sitz* auf $u_F = 0,5\text{-}1 \text{ mm/a}$ einpendeln sollte:
 - 1 d nach Damm- und Versatzeinbau, d. h. $t = 30 \text{ a} + 303 \text{ d}$ Standzeit \rightarrow cal $u = 2,4 \text{ cm}$, erwartet nach *Sitz (1999)*: $u \approx 1,55\text{-}3,1 \text{ cm}$
 - 5 a nach Damm- und Versatzeinbau, d. h. $t = 5 + 31 = 36 \text{ a} \rightarrow$ cal $u = 2,5 \text{ cm}$, erwartet nach *Sitz (1999)*: $u \approx 1,61\text{-}3,22 \text{ cm}$
 - 25 a nach Damm- und Versatzeinbau, d. h. $t = 25 + 31 = 56 \text{ a} \rightarrow$ cal $u = 3,31 \text{ cm}$, erwartet nach *Sitz (1999)*: $u \approx 2,8\text{-}5,6 \text{ cm}$
 - 100 a nach Damm- und Versatzeinbau, d. h. $t = 100 + 31 = 131 \text{ a} \rightarrow$ cal $u = 5,8 \text{ cm}$, erwartet nach *Sitz (1999)*: $u \approx 6,55\text{-}13,1 \text{ cm}$
 - 250 a nach Damm- und Versatzeinbau, d. h. $t = 250 + 31 = 281 \text{ a} \rightarrow$ cal $u = 11,2 \text{ cm}$, erwartet nach *Sitz (1999)*: $u \approx 14,05\text{-}28,1 \text{ cm}$
 - 500 a nach Damm- und Versatzeinbau, d. h. $t = 500 + 31 = 531 \text{ a} \rightarrow$ cal $u = 20,0 \text{ cm}$, erwartet nach *Sitz (1999)*: $u \approx 26,55\text{-}53,1 \text{ cm}$
 - 1000 a nach Damm- und Versatzeinbau, d. h. $t = 1000 + 31 = 1031 \text{ a} \rightarrow$ cal $u = 37,7 \text{ cm}$, erwartet nach *Sitz (1999)*: $u \approx 51,55\text{-}103,1 \text{ cm}$

Insgesamt zeigt sich bei den Firstsetzungen eine gute Übereinstimmung zwischen den berechneten und den aus der gemessenen Konvergenzrate für die zukünftige Entwicklung in der offenen Strecke prognostizierten Werten.

- Die numerische Simulation wurde auf der Basis von Versuchsdaten durchgeführt. Die gewählten Verheilungsparameter sind angelehnt an die Versuche von *Düsterloh (2003, 2004, 2005)*; sie wurden aus laborativen Untersuchungen abgeleitet.
- Da im Berechnungsprogramm *MISES3* keine zeitbezogene Anpassung der Materialparameter für einzelne Elemente möglich ist, können die Materialparameter nicht in Abhängigkeit der Zeit an sich möglicherweise verändernde Zahlenwerte angepasst werden. Für den

Versatzkörper folgt daraus, dass die Zunahme der Steifigkeit des Versatzes während der Kompaktionsphase unberücksichtigt bleibt. Während der gesamten Berechnungszeit wird daher mit konstanten Werten für den Verformungsmodul E und die Poissonzahl ν gerechnet ($E = 300 \text{ MPa}$, $\nu = 0,3$). Diese Werte sind für den Salzgrus direkt nach dem Einbau als Versatz zu hoch abgeschätzt, nach der Kompaktion des Salzgruses und einhergehender signifikanter Verringerung des Porenraumes dann eher zu niedrig. Die verwendeten Parameter stellen nur einen Mittelwert für eine erste Abschätzung zur Ermittlung des Kompaktionsverhaltens und der Reduktion des Porenraumes im Salzgrus dar.

- Die Versatzkompaktion führt auf einen deutlichen Rückgang der Porosität zwischen $t = 250 \text{ a}$ und $t = 500 \text{ a}$ von $n = 21 \%$ auf $n = 15 \%$, Bild 10.12.
- Die berechneten Porositäten zeigen in den ersten Jahren bis zum Zeitpunkt $t = 25 \text{ a}$ nach Dammeinbau keinen nennenswerten Rückgang. Erst vom Zeitpunkt $t = 25 \text{ a}$ an nimmt die Porosität sichtbar ab, da ab diesem Zeitpunkt durch die Konvergenz des auflaufenden Gebirges auf den Versatzkörper eine ausreichende Kompaktion des Salzgruses erfolgt. Trotz der Kompaktion des Versatzes nimmt die Porosität bis zum Ende der Berechnung zum Zeitpunkt $t = 1000 \text{ a}$ nur auf $n \approx 6 \%$ ab, Bild 10.12.

Lage der Messung	Berechnet mit dem pps-Ansatz in m^2, $t = 35 \text{ a}$	Gemessen nach Häfner (2001) in m^2, $t = 37 \text{ a}$
Kontur Strecke, ~25cm	$1 \cdot 10^{-19}$	$1 \cdot 10^{-18}$
Kontur Strecke, ~10cm	$1 \cdot 10^{-17}$	$1 \cdot 10^{-15}$
Firste Dichtelement, ~10cm	$1 \cdot 10^{-19}$	$1 \cdot 10^{-18}$

Tabelle 10.5: Messergebnisse für die Permeabilität

Trotz der Verwendung des pps-Ansatzes konnte nur eine in der Größenordnung ausreichende Übereinstimmung mit den von Häfner (2001) gemessenen Permeabilitätswerten erreicht werden, wie die Zahlenwerte in Tab. 10.5 zeigen.

Die über den Zeitraum von $t = 35 \text{ a}$ hinaus durchgeführten Berechnungen dürften für die zukünftige Entwicklung des Tragsystems plausible Ergebnisse liefern, die zumindest in der Größenordnung eine quantitative Abschätzung der Permeabilität im Versatzkörper einerseits wie auch andererseits in der Konturzone zwischen Dammbauwerk und Gebirge sowie zwischen Versatz und Gebirge ermöglichen. Zu den einzelnen ausgewählten Zeitpunkten der Berechnung ergeben sich die in Tabelle 10.6 zusammengestellten Permeabilitäten im Versatz bzw. in der Konturzone Dammbauwerk/Gebirge.

Zeitpunkt nach Dammeinbau, a	Permeabilität im Übergang Gebirge/Dammbauwerk in m^2	Permeabilität im Versatzkörper in m^2
5	$1 \cdot 10^{-19}$	$1 \cdot 10^{-12}$
25	$1 \cdot 10^{-19}$	$1 \cdot 10^{-12}$
100	$1 \cdot 10^{-19}$	$1 \cdot 10^{-12}$
250	$1 \cdot 10^{-19}$	$1 \cdot 10^{-13}$
500	$1 \cdot 10^{-20}$	$1 \cdot 10^{-15}$
1000	$1 \cdot 10^{-20}$	$1 \cdot 10^{-16}$

Tabelle 10.6: Berechnungsergebnisse für die Permeabilität

Anhand der in der Tabelle 10.6 aufgeführten Permeabilitätswerte kann geschlossen werden, dass die Konturzone zwischen Dammbauwerk und Gebirge eine im Sinne der Langzeitsicherheit ausreichend geringe Permeabilität aufweist. Die Permeabilitäten in der Konturzone sind kleiner als die der Dammbaumaterialien. Gleichzeitig ist aber durch die Kompaktion des Versatzkörpers selbst zum Zeitpunkt $t = 1000$ a nach Dammeinbau die Permeabilität der Dammbaumaterialien noch immer nicht erreicht, ebenso nicht die Permeabilität des unverritzten Gebirges. D.h. für die Betrachtung der Langzeitsicherheit eines Dammbauwerks im Salzgebirge mit einem zu der Lokation Sondershausen vergleichbaren Kriechverhalten müsste selbst nach einer Standzeit von $t = 1000$ a nach Einbau das Dammbauwerk noch seine Funktionsfähigkeit erhalten. Daraus folgen besondere Anforderungen an die Planung und Ausführung dieser geotechnischen Barriere. Für eine generalisierte Betrachtung wäre eine quantitative Einschätzung der Permeabilitätsabnahme im Versatzkörper unter Ansatz eines Kriechverhaltens mit größeren Kriechraten zu untersuchen, um die Relation Kriechfähigkeit zu Versatzkompaktion aufzuzeigen.

Salzer (2000) hat Berechnungen an der Maschinenstrecke EU1 im Werk Sondershausen durchgeführt. Der Vergleich der Ergebnisse Salzers nach Bild 10.13 und der eigenen vorangegangenen Berechnung für die offene Strecke erfolgt zum Zeitpunkt $t = 35$ a (LF22, 5 a nach Dammeinbau entspricht 35 a + 303 d und kommt dem Zeitpunkt von $t = 35$ a in Salzers Auswertung am nächsten). Von Salzer ist numerisch eine Dilatanz von $\varepsilon_{vol} \approx 0,4$ % ermittelt worden. Die Dilatanzzone dehnt sich etwa $a = 30$ -40 cm ins Gebirge aus. Die eigene Berechnung zeigt eine Dilatanz von $\varepsilon_{vol} \approx 0,28$ %, die Ausdehnung der dilatanten Zone ins Gebirge liegt bei etwa $a = 30$ cm. Hier wird im Vergleich zu der von Salzer durchgeführten Berechnung eine sehr gute Übereinstimmung gefunden. Zum Zeitpunkt $t = 100$ a, also entsprechend $t = 131$ a (LF26, 100 a nach Dammeinbau) wird in der eigenen Berechnung eine Dilatanz $\varepsilon_{vol} \approx 0,6$ % unmittelbar an der Kontur der offenen Strecke abgelesen, die immer noch sehr gut mit der von Salzer berechneten Dilatanz von $\varepsilon_{vol} \approx 0,7$ % übereinstimmt.

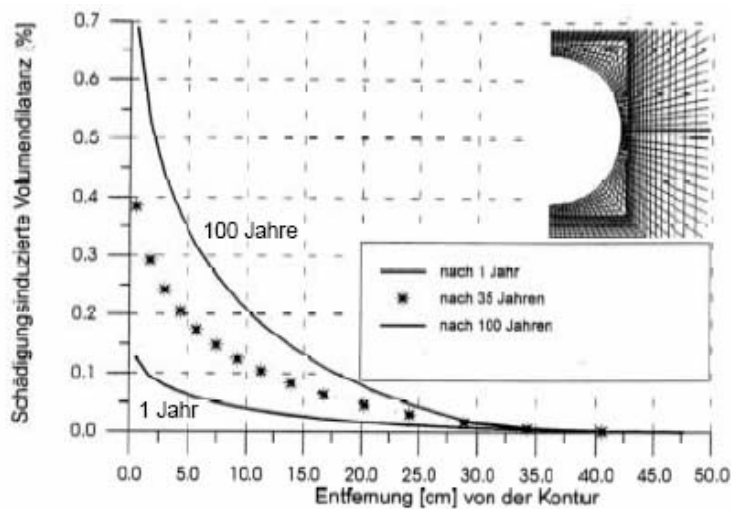


Bild 10.13: Berechnung der Dilatanz nach Salzer (2000) in der Strecke EU1, Sondershausen

Insgesamt können zum Langzeitverhalten des Dammbauwerkes und des Versatzkörpers folgende Aussagen getroffen werden:

- Die relevanten Kriech- und Verheilungsparameter sind weitgehend aus eigenen Laborversuchen und/oder fremden, aber belegten Versuchen abgeleitet worden. Die Kriechparameter wurden aus den Datensätzen des BMBF-Verbundvorhabens zur Lokation Sondershausen übernommen (Hou, 2005), die Verheilungsparameter an Prüfkörpern der Lokation Asse in eigenen Laborversuchen abgeleitet (Düsterloh, 2003, 2004, 2005).
- Nicht gesichert sind nach wie vor die Parameter für das schädigungsinduzierte Kriechen sowie für die Schädigung. Hier konnte nur ein Vergleich mit Berechnungen von Salzer (2000) erfolgen. Die bei Salzer (2000) angegebenen Zahlenwerte werden in der Größenordnung mit den durchgeführten Berechnungen ebenfalls numerisch berechnet.
- Für die Langzeitbetrachtung der Wirksamkeit der geotechnischen Barrieren Dammbauwerk und Versatzkörper haben die in der Konturzone entstandenen geschädigten Bereiche und die dadurch entstandene Dilatanz nur eine untergeordnete Bedeutung. Denn zum einen sind die betrachteten Zeiträume bis $t = 1000$ a ausreichend lang, um aufzuzeigen, dass der größte Teil der dilatanten Zonen durch den fortschreitenden Verheilungsprozess zurückgebildet wurde. Zum anderen hat sich gezeigt, dass die Versatzkompaktion viel langsamer abläuft und somit im Gesamtkonzept Dammbauwerk/Konturzone und Versatzkörper/Konturzone ein Streckendammbauwerk so lange seine Funktionstüchtigkeit bewahren muss, bis der Versatzkörper durch Konvergenz so weit kompaktiert wurde, dass die Permeabilität des Versatzkörpers geringer bzw. gleich der des Dammbauwerks

geworden ist. Im derzeit betrachteten Szenario ist der Versatzkörper selbst das schwächste Glied und damit maßgebendes Bauteil für die Konzeption des Abdichtungssystems.

- Der verwendete *pps*-Ansatz zur Quantifizierung der Permeabilität und die ihm zugrunde liegenden Parameter wurden nur anhand von Messwerten zu einem ausgewählten Zeitpunkt von Häfner (2001) überprüft. Die gefundene Übereinstimmung ist nur ausreichend. Ausgehend von diesem Ergebnis wird über den Messzeitpunkt von $t = 37$ a (Häfner, 2001) hinaus die weitere Permeabilitätsentwicklung prognostiziert. Es ist zu erwarten, dass die für die zukünftige Entwicklung mit diesem Modell prognostizierten Werte zumindest eine vertretbare Größenordnung darstellen. Das von der GRS vorgeschlagene und implementierte Poro-Perm-Modell für den Salzgrusversatz wurde anhand von Versuchen hergeleitet und verfügt somit über eine gesicherte Datenbasis.

10.6 Parametervariation: Berechnung des Dammbauwerks mit Asse-Parametern

Das Steinsalz der Lokation Sondershausen gehört zu den weniger kriechfähigen Salzen. Aufgrund seines eingeschränkten Kriechverhaltens und der höheren Festigkeit kommt es nur zu einer relativ kleinen Ausdehnung der geschädigten und dilatanten Zonen wie auch nur zu einer vom Betrag her geringen Schädigung sowie Dilatanz.

Eine Neuberechnung der gleichen Situation mit Kriechparametern und Kennwerten für die Festigkeit für Asse-Steinsalz soll eine Abschätzung der Bandbreite sowohl für die Schädigung und Dilatanz wie auch für die Kompaktion des Versatzkörpers aufgrund der stärkeren Konvergenz zeigen. Es werden dasselbe Berechnungsmodell und dieselben Kennwerte zugrunde gelegt. Die Kennwerte für das Asse-Steinsalz sind in Tabelle 10.7 dargestellt. Alle anderen Materialkennwerte, z. B. für das Widerlager und das Dichtelement, bleiben unverändert.

<i>Asse-Steinsalz</i>					
<i>Hou/Lux-ODS</i>			<i>Hou/Lux-MDS</i>		
\bar{G}_k^*	MPa·d	$5,08 \cdot 10^4$	a_0	-	0,08
$\bar{\eta}_k^*$	MPa·d	$8,94 \cdot 10^4$	a_1	-	6,0
$\bar{\eta}_m^*$	MPa·d	$4,06 \cdot 10^7$	a_2	-	4,0
k_1	1/MPa	-0,191	a_3	1/d	$2,0 \cdot 10^{-10}$
k_2	1/MPa	-0,168	a_4	-	0,855
m	1/MPa	-0,247	a_5	1/MPa	0,04
l	1/K	0	a_6	MPa	53,0
T	K	295	a_7	MPa	27,6
			a_8	1/MPa	0,25
\bar{G}_{ke}^*	MPa·d	$5,08 \cdot 10^4$	a_9	-	1,0
k_{1E}	1/MPa	-0,121	a_{10}	1/MPa	0,25
l_{1E}	1/K	-	$fc l$	MPa	13
			$fs l$	MPa d	12663
			$fc 2$	-	4
			$fs 2$	-	1,5
			fh	d	100000
			gh	-	1,04
			a_{15}	1/d	$1,67 \cdot 10^{-9}$
			a_{16}	-	5,0
			a_{17}	-	5,5

Tabelle 10.7: Materialkennwerte für das Asse-Steinsalz

10.6.1 Berechnungsergebnisse für die Lokation Asse

In den nachfolgenden Bildern werden die berechneten Zustandsgrößen zu unterschiedlichen Zeitpunkten in Form von Flächenplots dargestellt. Durch die systematische Form der Darstellung kann die räumlich-zeitliche Entwicklung mit den durch technische Eingriffe in das Gebirge bedingten Veränderungen ersehen werden.

Auf die Darstellung der berechneten Spannungen wird hier verzichtet. Für die Ergebnisdarstellung werden folgende Zeitpunkte gewählt (Lastfallnummer):

• LF17	11254 d	1 d nach Dammeinbau (Ausgangszustand nach $t = 30$ a)
• LF21	11753 d	500 d nach Dammeinbau
• LF22	13078 d	5 a nach Dammeinbau
• LF24	20378 d	25 a nach Dammeinbau
• LF26	47753 d	100 a nach Dammeinbau
• LF28	102503 d	250 a nach Dammeinbau
• LF29	193753 d	500 a nach Dammeinbau
• LF30	376253 d	1000 a nach Dammeinbau

Zu diesen Zeitpunkten werden nachfolgend die Berechnungsergebnisse in Form von Flächenplots dargestellt für die folgenden Zustandsgrößen:

- D Schädigung, -
- ε_{vol} Dilatanz, -
- K Permeabilität nach dem pps-Ansatz, m/s

Die berechneten Verformungen in x-Richtung, d. h. die Firstsetzung, und die berechnete Porosität im Versatzkörper nach *Korthaus/Hein* werden tabellarisch zusammengefasst.

(1) Zustandsgrößen zum Zeitpunkt $t = 1$ d nach Dammeinbau:

- Bild 10.14 zeigt die flächenhafte Darstellung der Schädigung D. Der Schädigungszustand entspricht in der offenen Strecke und über dem Versatzkörper weitgehend dem Schädigungszustand nach $t = 30$ a Standzeit.
- Bild 10.15 zeigt die flächenhafte Darstellung der Dilatanz ε_{vol} . Der Zustand der dilatanten Zonen entspricht in der offenen Strecke und über dem Versatzkörper weitgehend dem Zustand nach $t = 30$ a Standzeit.
- Bild 10.16 zeigt die flächenhafte Darstellung des Exponenten des Durchlässigkeitsbeiwertes k_f . In gelber Farbe (entsprechend $K = 10^{-15} \text{ m}^2$) zu erkennen sind die permeablen Zonen in der offenen Strecke und über dem Versatzkörper. Dem Dammbauwerk bleiben über die gesamte Berechnung die Ausgangswerte $K = 10^{-16} \text{ m}^2$ für das Salzbrikettmauerwerk des Widerlagers und $K = 2 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$ für das Dichtelement zugewiesen. Die Permeabilität des Versatzes nimmt mit der Zeit ab.

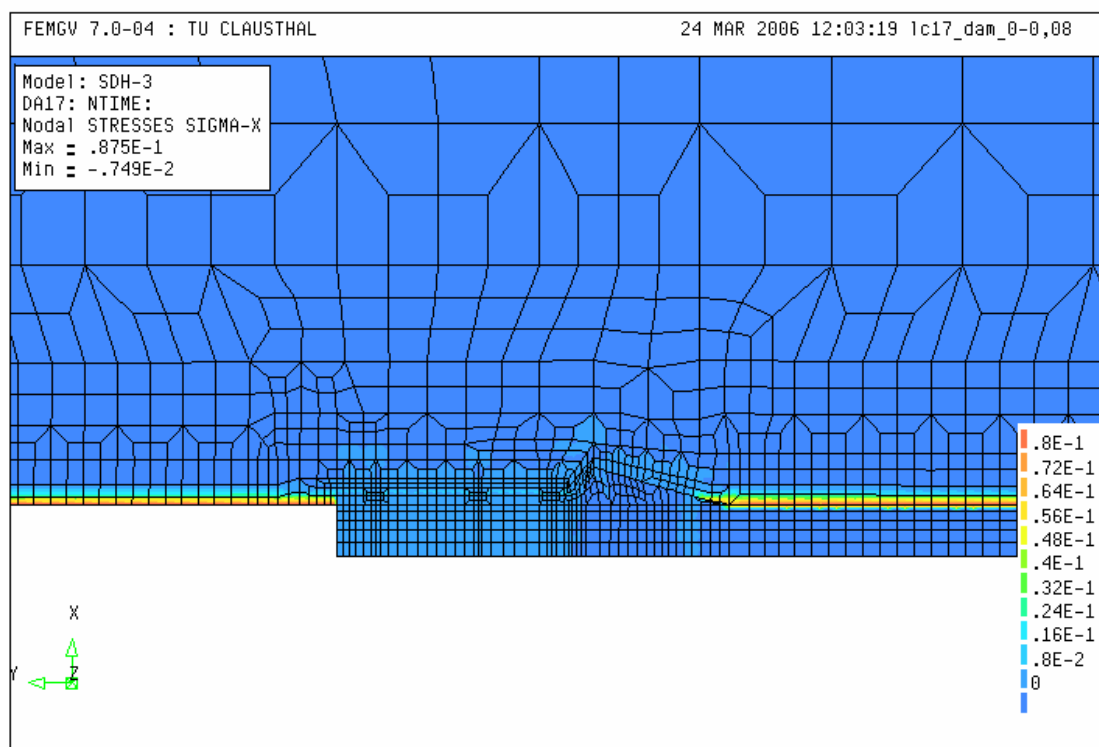


Bild 10.14: Schädigung D, 1 d nach Dammeinbau

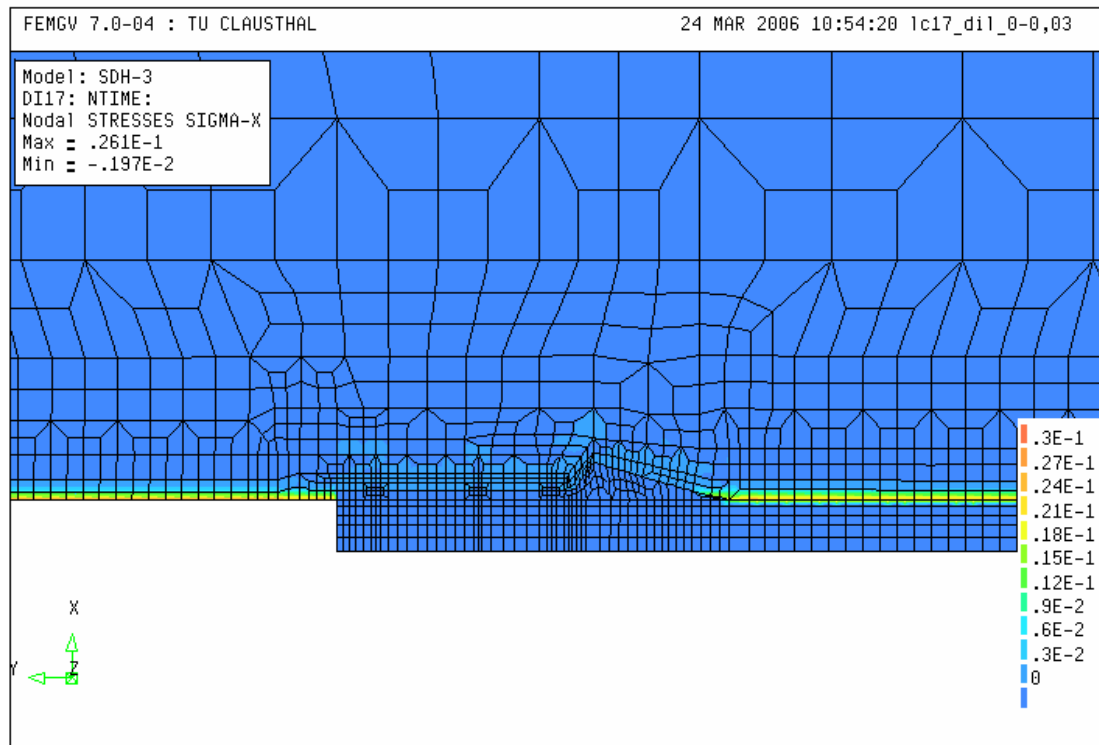


Bild 10.15: Dilatanz, 1 d nach Dammeinbau

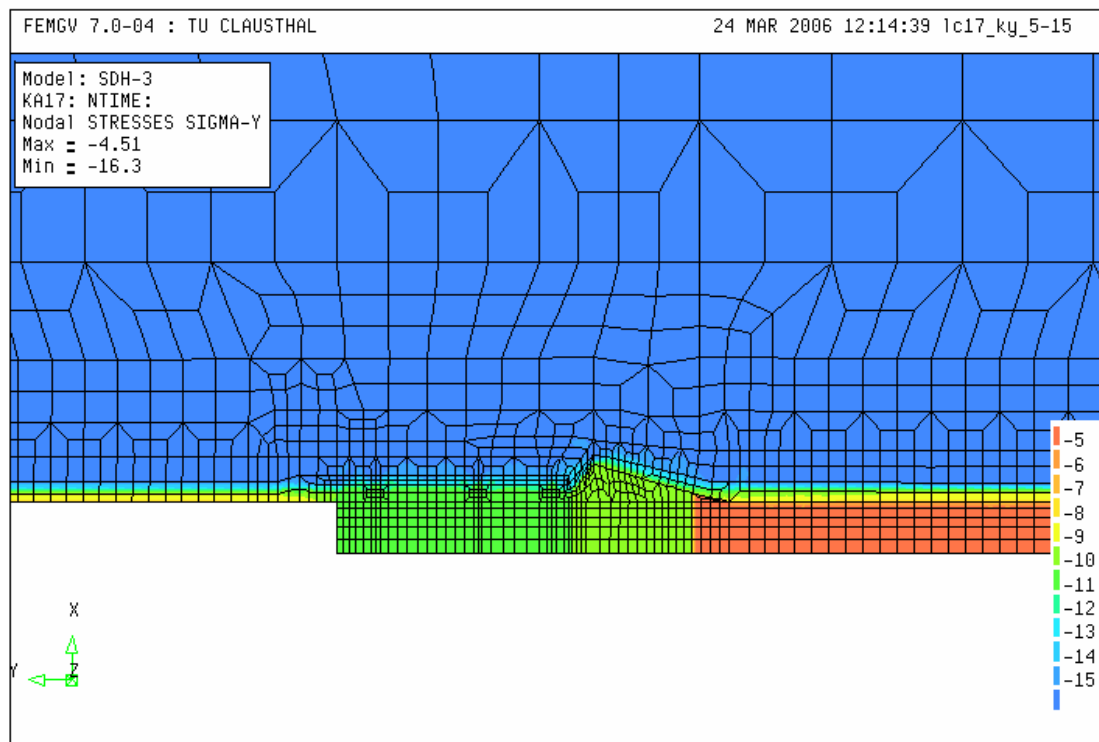
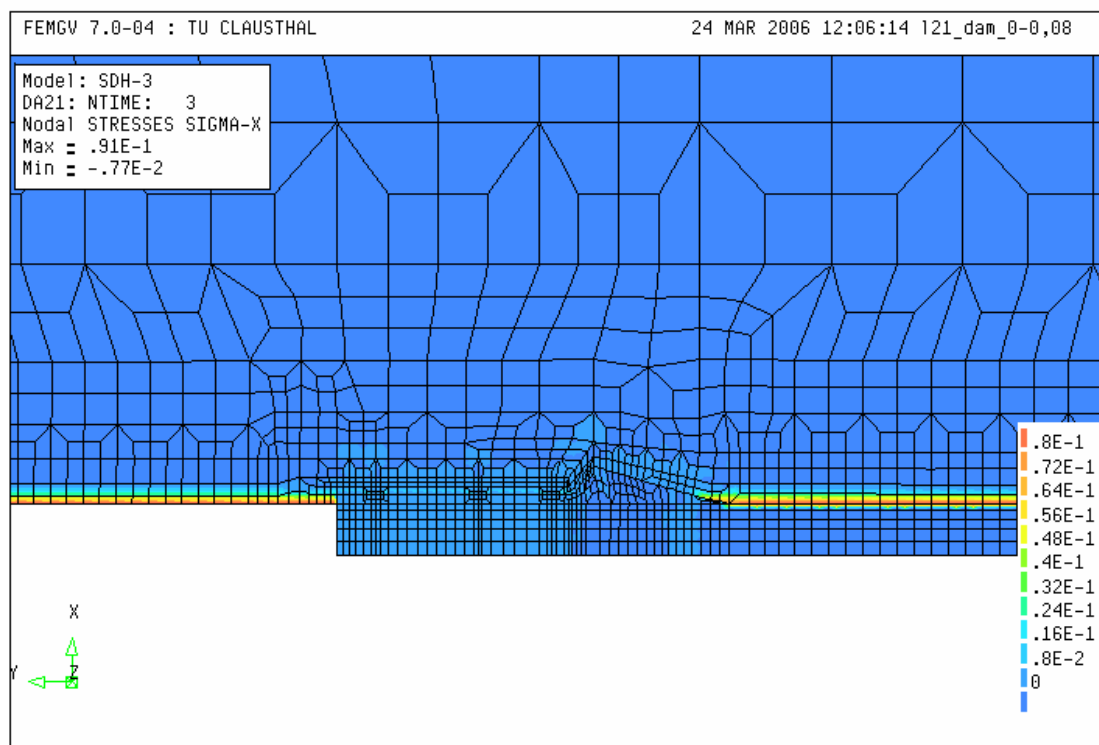


Bild 10.16: Durchlässigkeitsbeiwert (Exponent, m/s), 1d nach Dammeinbau

(2) Zustandsgrößen zum Zeitpunkt $t = 500$ d nach Dammeinbau:

- Bild 10.17 zeigt die flächenhafte Darstellung der Schädigung D . In der offenen Strecke nimmt die Schädigung weiterhin zu, aber auch im Bereich des Versatzkörpers ist bis zu einer deutlichen Kompaktion des Versatzkörpers und einer damit verbundenen Stützwirkung von einer Zunahme der Schädigung auszugehen.
- Bild 10.18 zeigt die flächenhafte Darstellung der Dilatanz ε_{vol} . Wie bei der Schädigung ist im Bereich der offenen Strecke und des Versatzes von einer Zunahme der Dilatanz auszugehen.
- Bild 10.19 zeigt die flächenhafte Darstellung des Exponenten des Durchlässigkeitsbeiwertes k_f . Gelb- bis orangefarben (entsprechend $K = 10^{-15} \text{ m}^2$ bzw. $K = 10^{-14} \text{ m}^2$) zu erkennen sind die permeablen Zonen in der offenen Strecke und über dem Versatzkörper. Durch die kurze Standzeit ist noch keine Abnahme der Permeabilität im Versatzkörper zu erkennen.

Bild 10.17: Schädigung D , 500 d nach Dammeinbau

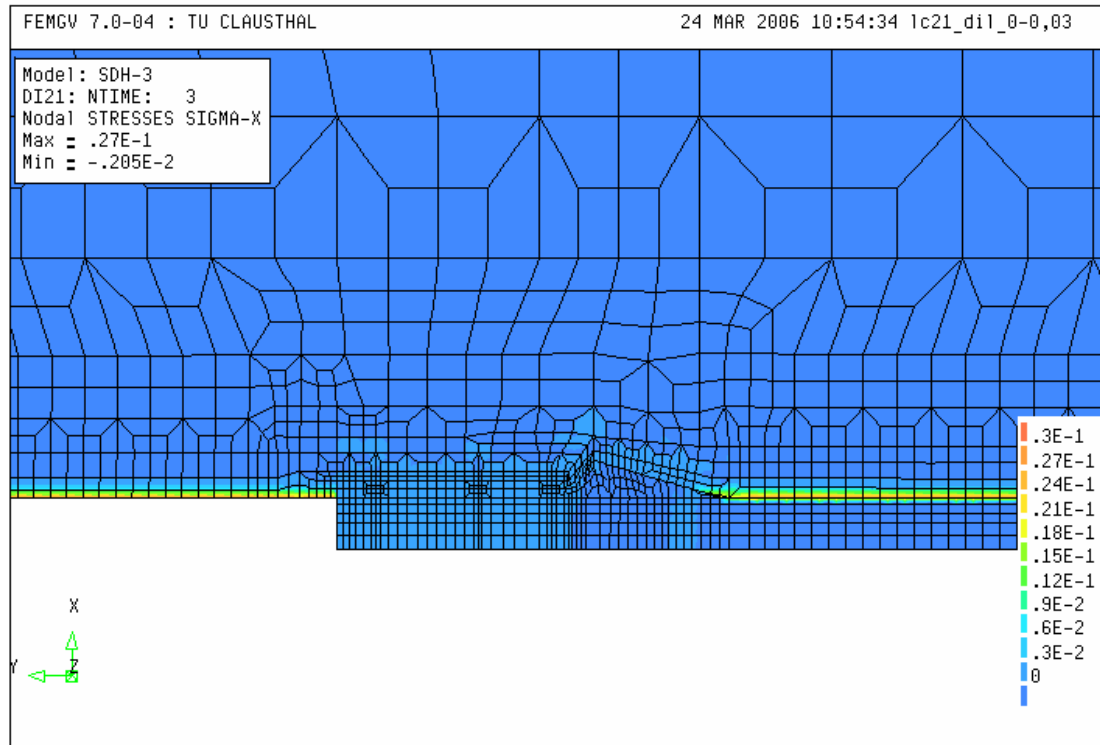


Bild 10.18: Dilatanz, 500 d nach Dammeinbau

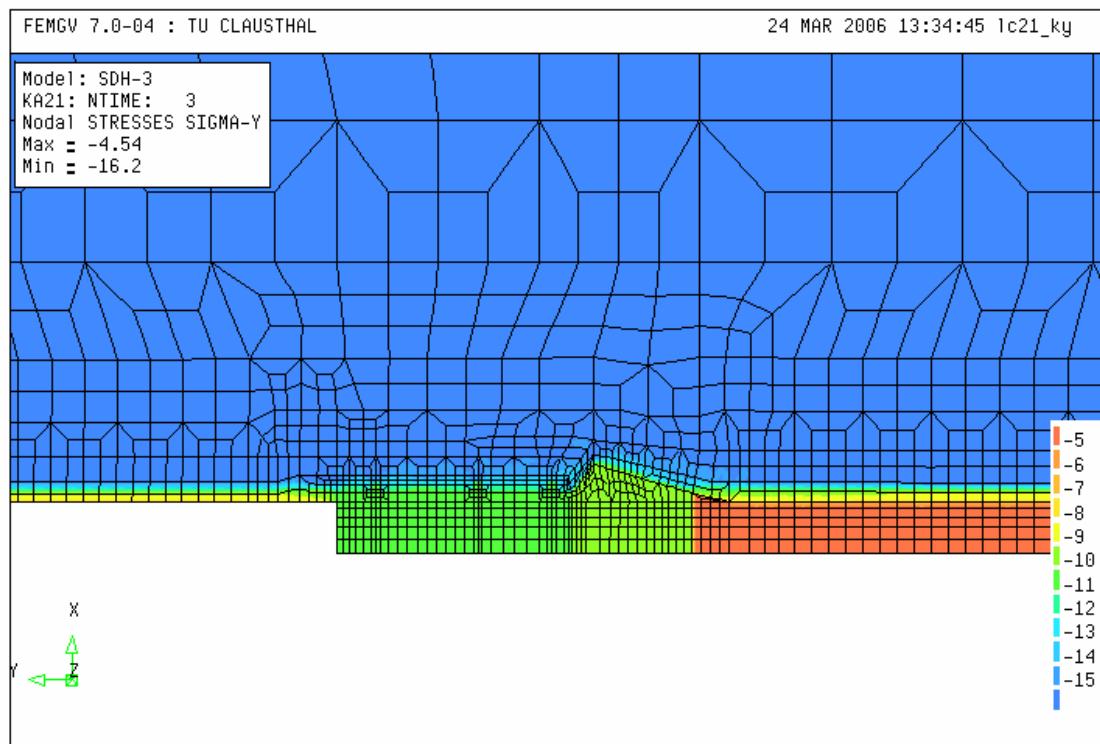
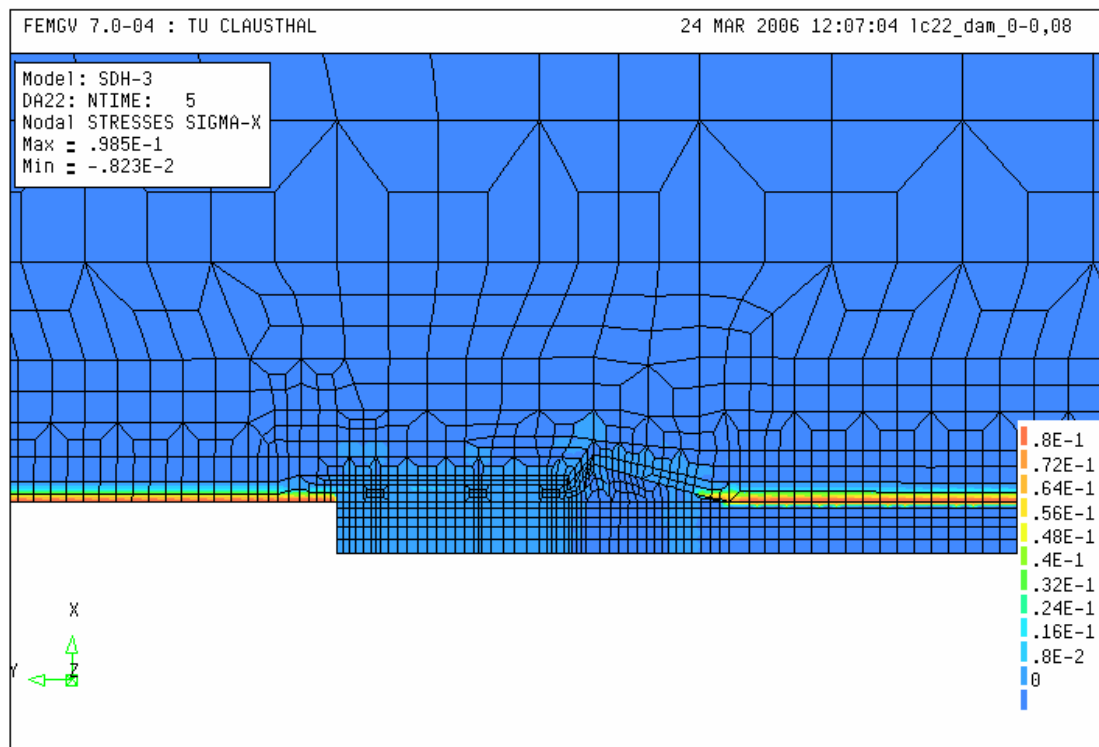


Bild 10.19: Durchlässigkeitsbeiwert (Exponent, m/s), 500 d nach Dammeinbau

(3) Zustandsgrößen zum Zeitpunkt $t = 5$ a nach Dammeinbau:

- Bild 10.20 zeigt die flächenhafte Darstellung der Schädigung D . In der offenen Strecke nimmt die Schädigung weiterhin zu, aber auch im Bereich des Versatzkörpers ist bis zu einer deutlichen Kompaktion des Versatzkörpers und einer damit verbundenen Stützwirkung noch von einer Zunahme der Schädigung auszugehen.
- Bild 10.21 zeigt die flächenhafte Darstellung der Dilatanz ε_{vol} . Wie bei der Schädigung ist im Bereich der offenen Strecke und des Versatzes von einer Zunahme der Dilatanz auszugehen.
- Bild 10.22 zeigt die flächenhafte Darstellung des Exponenten des Durchlässigkeitsbeiwertes k_f . Trotz $\Delta t = 5$ a Standzeit ist noch keine Abnahme der Permeabilität im Versatzkörper zu erkennen.

Bild 10.20: Schädigung D , 5 a nach Dammeinbau

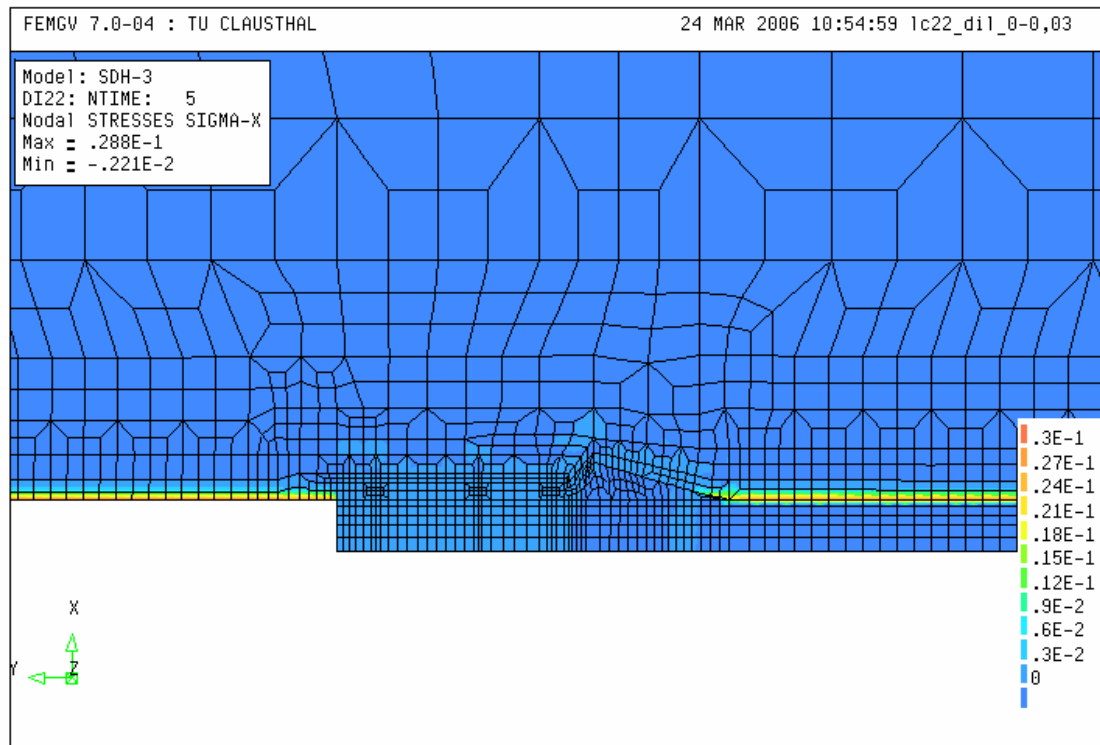


Bild 10.21: Dilatanz, 5 a nach Dammeinbau

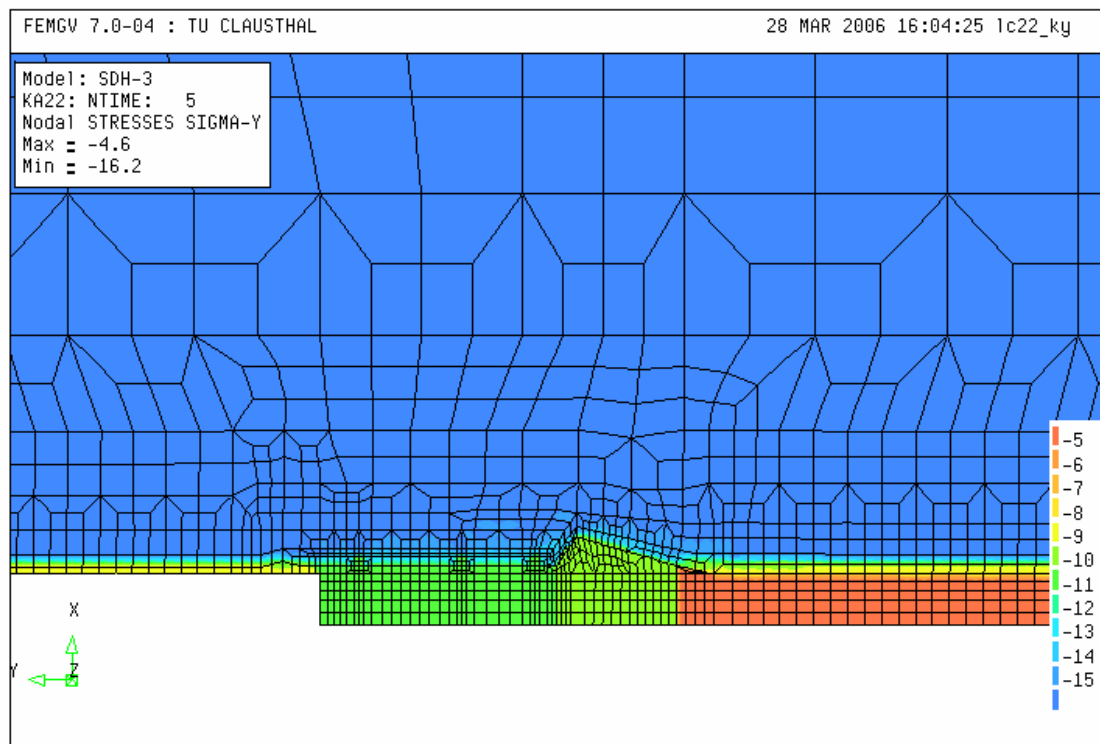


Bild 10.22 Durchlässigkeitsbeiwert (Exponent, m/s), 5 a nach Dammeinbau

(4) Zustandsgrößen zum Zeitpunkt $t = 25$ a nach Damm- und Versatzeinbau:

- Bild 10.23 zeigt die flächenhafte Darstellung der Schädigung D . In der offenen Strecke nimmt die Schädigung weiterhin zu, aber auch im Bereich des Versatzkörpers ist bis zu einer deutlichen Kompaktion des Versatzkörpers und einer damit verbundenen Stützwirkung von einer Zunahme der Schädigung auszugehen.
- Bild 10.24 zeigt die flächenhafte Darstellung der Dilatanz ε_{vol} . Wie bei der Schädigung ist im Bereich der offenen Strecke und des Versatzes auch von einer Zunahme der Dilatanz auszugehen.
- Bild 10.25 zeigt die flächenhafte Darstellung des Exponenten des Durchlässigkeitsbeiwertes k_f . Nach $\Delta t = 25$ a Standzeit ist aufgrund der Kompaktion bereits eine deutliche Abnahme der Permeabilität im Versatzkörper zu erkennen.

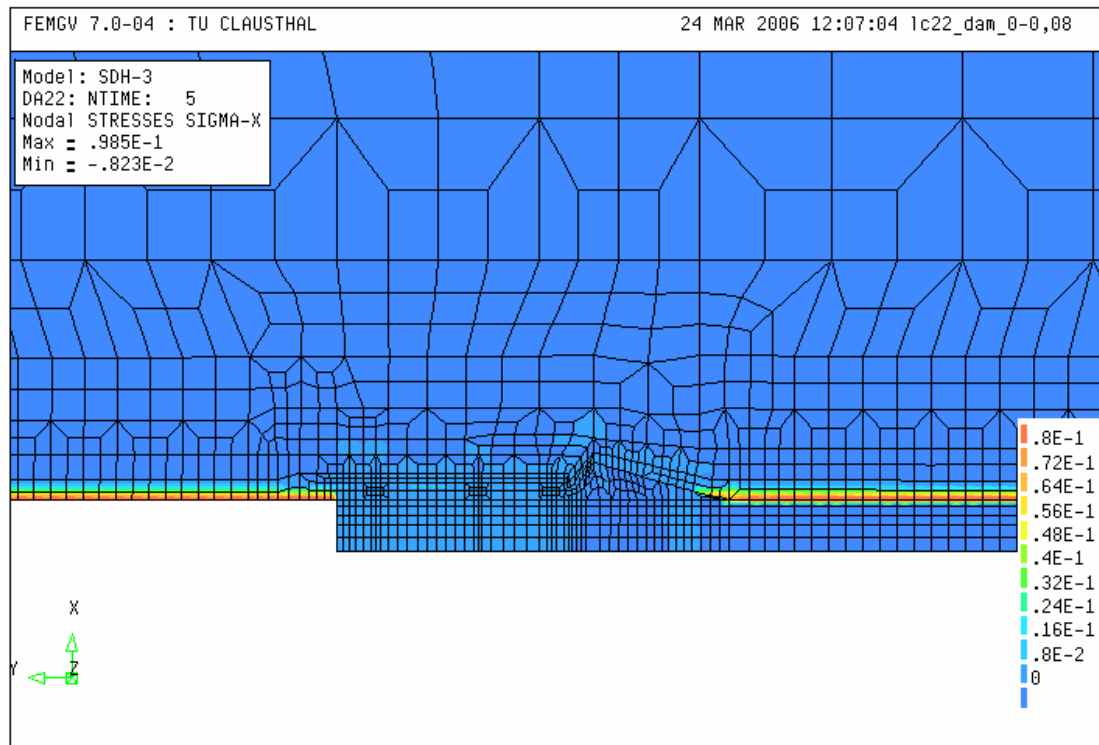


Bild 10.23: Schädigung D , 25 a nach Dammeinbau

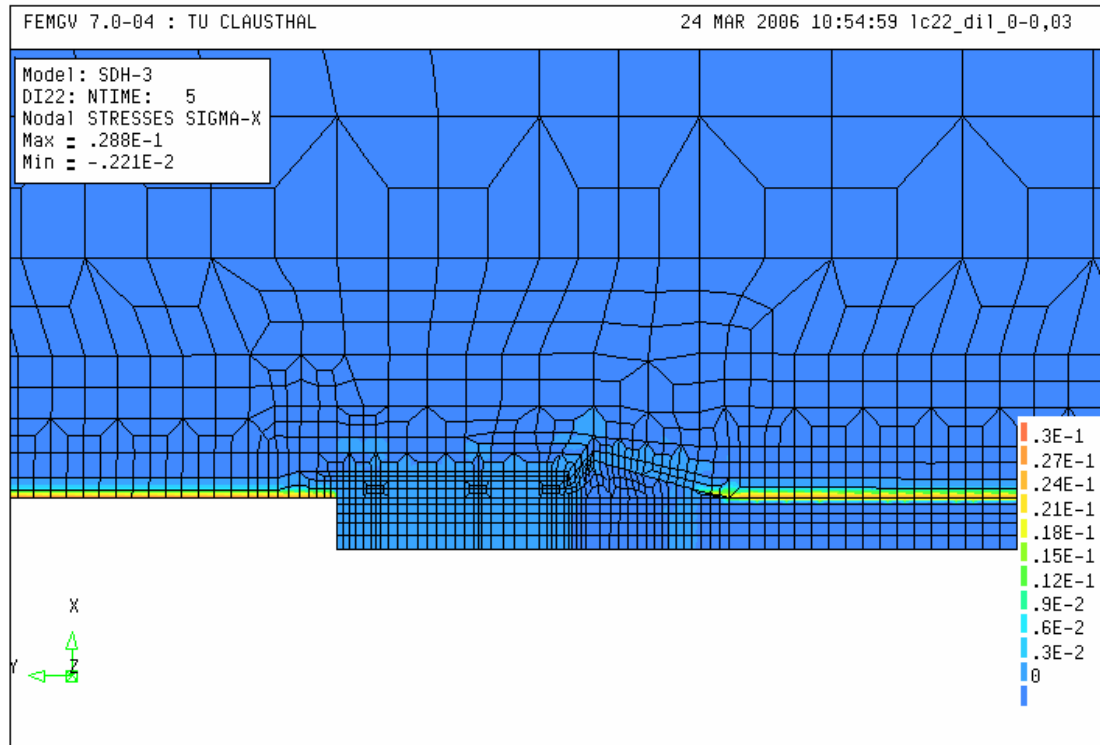


Bild 10.24: Dilatanz, 25 a nach Dammeinbau

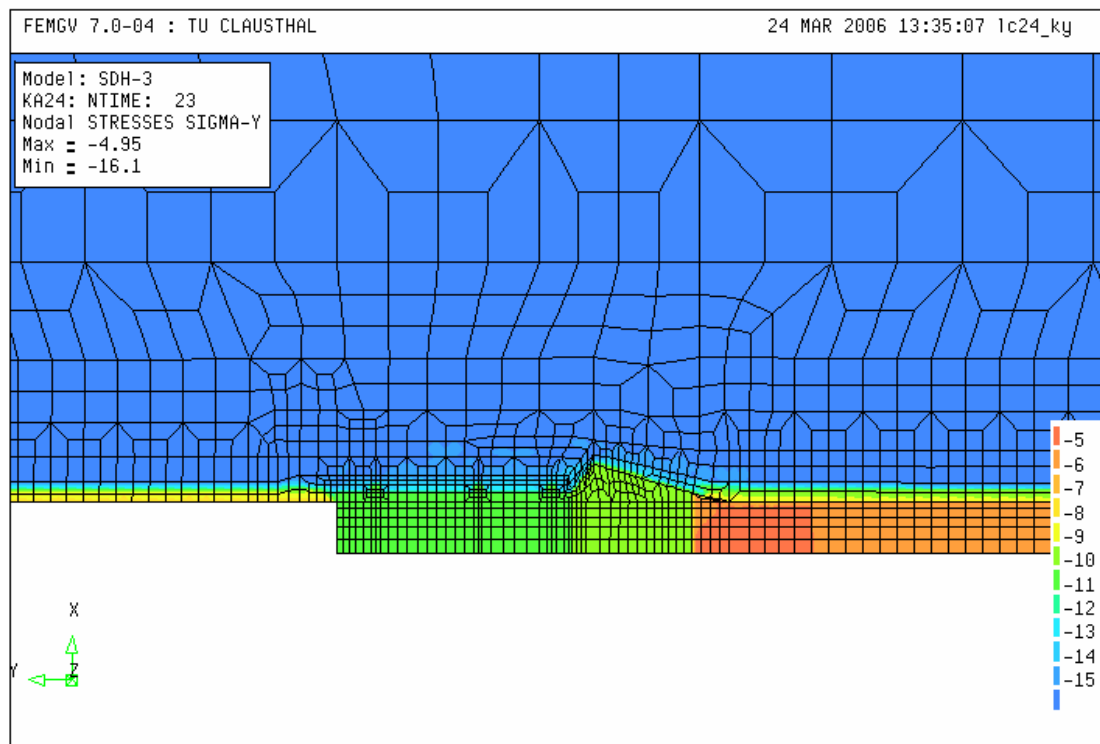


Bild 10.25: Durchlässigkeitsbeiwert (Exponent, m/s), 25 a nach Dammeinbau

(5) Zustandsgrößen zum Zeitpunkt $t = 100$ a nach Damm- und Versatzeinbau:

- Bild 10.26 zeigt die flächenhafte Darstellung der Schädigung D . In der offenen Strecke nimmt die Schädigung weiterhin zu, im Bereich Streckenkontur/Versatz nimmt sie signifikant ab.
- Bild 10.27 zeigt die flächenhafte Darstellung der Dilatanz ε_{vol} . Wie die Schädigung nimmt die Dilatanz im Bereich der offenen Strecke weiterhin zu, im Bereich des Versatzes nimmt sie ab.
- Bild 10.28 zeigt die flächenhafte Darstellung des Exponenten des Durchlässigkeitsbeiwertes k_f . Nach $\Delta t = 100$ a Standzeit ist aufgrund der Kompaktion bereits eine Abnahme der Permeabilität im Versatzkörper sowie in der Kontaktzone zwischen Versatz und Gebirge zu erkennen.

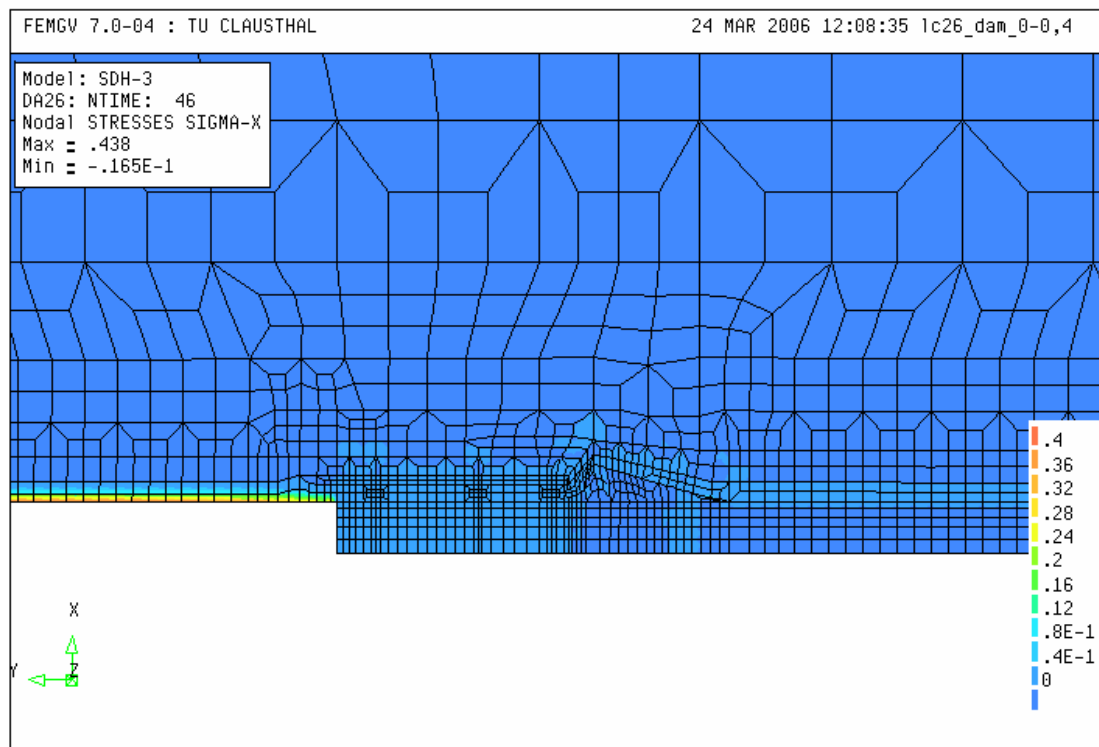


Bild 10.26: Schädigung D , 100 a nach Dammeinbau

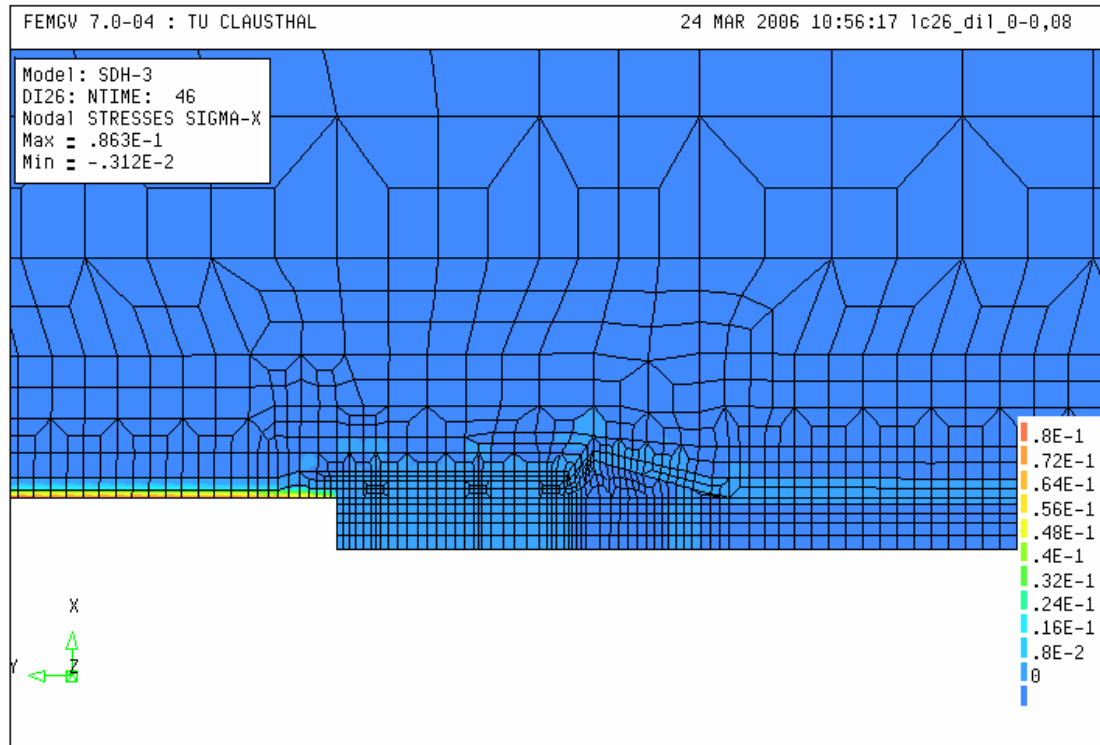


Bild 10.27: Dilatanz, 100 a nach Dammeinbau

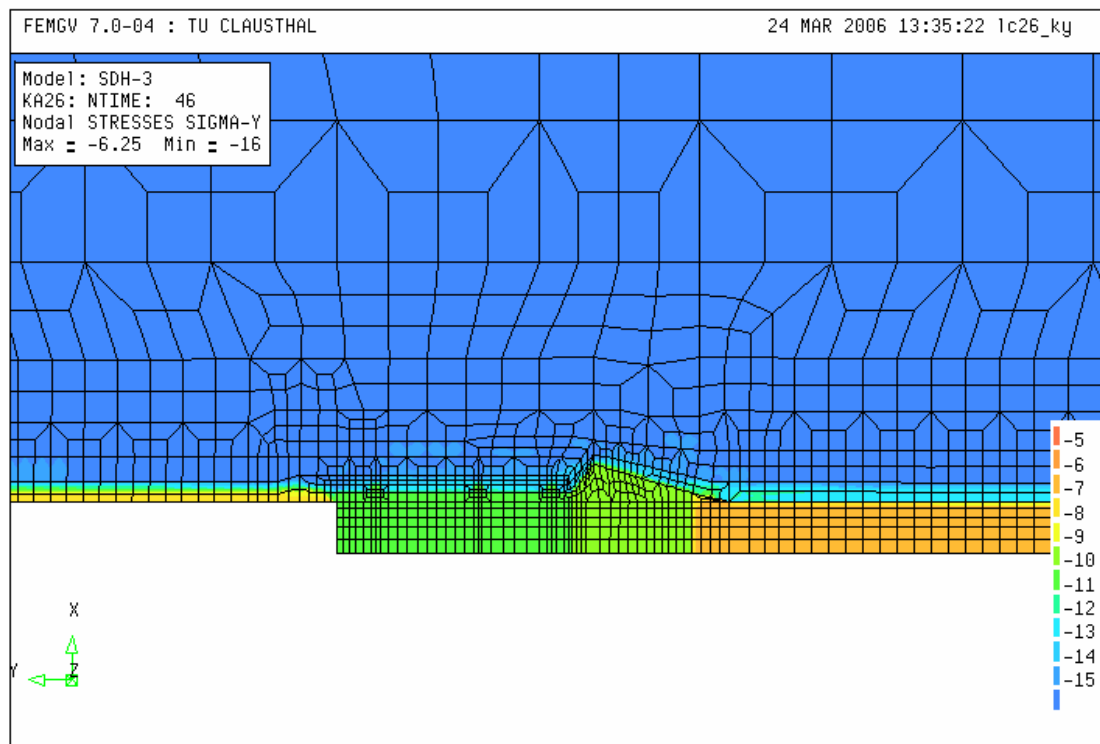
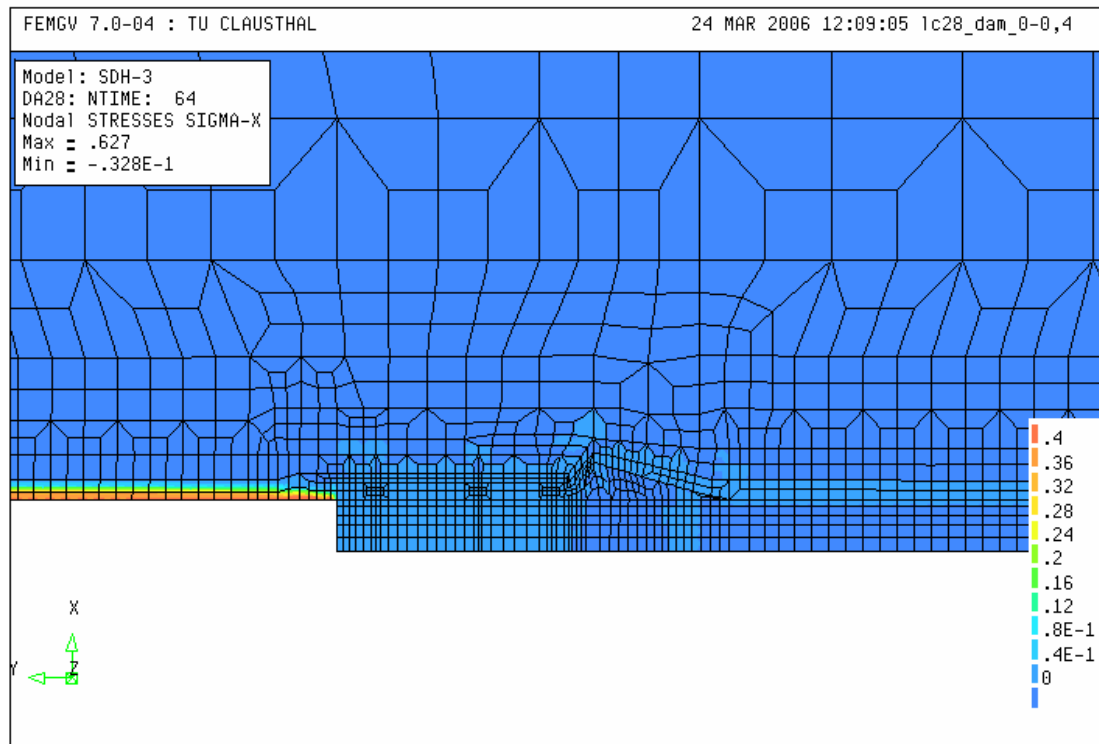


Bild 10.28: Durchlässigkeitsbeiwert (Exponent, m/s), 100 a nach Dammeinbau

(6) Zustandsgrößen zum Zeitpunkt $t = 250$ a nach Damm- und Versatzeinbau.

- Bild 10.29 zeigt die flächenhafte Darstellung der Schädigung D . In der offenen Strecke nimmt die Schädigung weiterhin zu, im Bereich Streckenkontur/Versatz bildet sie sich weiter zurück.
- Bild 10.30 zeigt die flächenhafte Darstellung der Dilatanz ε_{vol} . Wie die Schädigung nimmt die Dilatanz im Bereich der offenen Strecke weiterhin zu, im Bereich des Versatzes nimmt sie ab.
- Bild 10.31 zeigt die flächenhafte Darstellung des Exponenten des Durchlässigkeitsbeiwertes k_f . Es ist eine Abnahme der Permeabilität im Versatzkörper zu erkennen. Die Zahlenwerte der Permeabilität im Versatz liegen bereits in der Größenordnung der Werte des Widerlagers.

Bild 10.29: Schädigung D , 250 a nach Dammeinbau

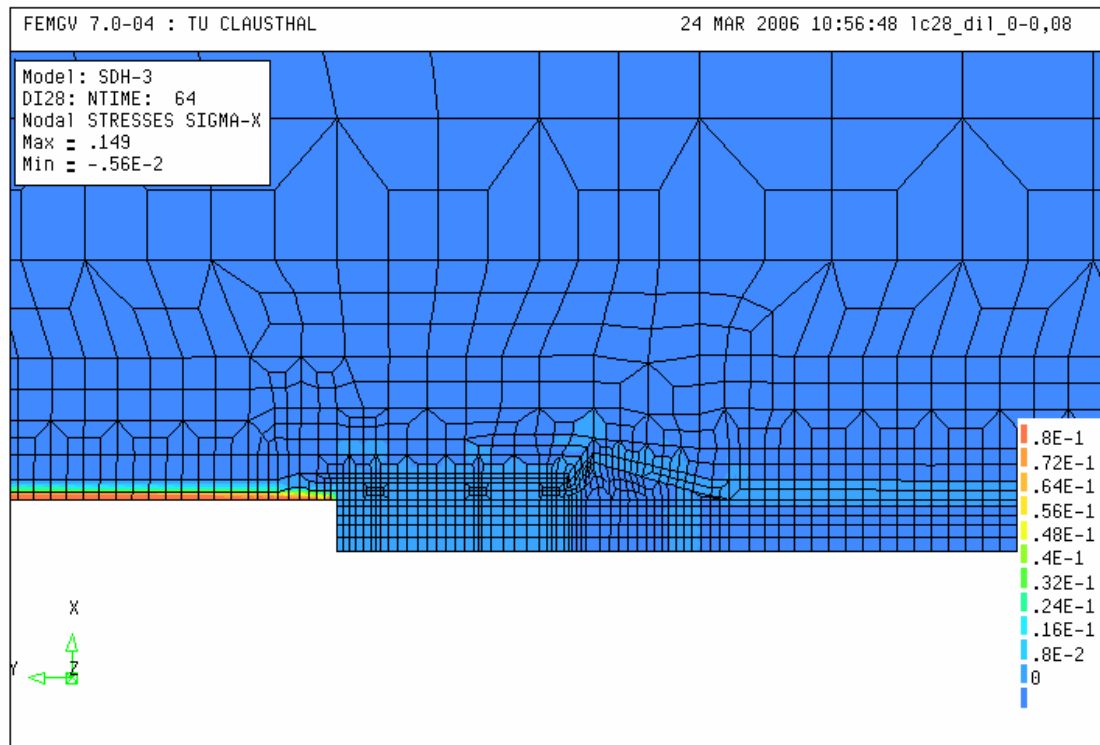


Bild 10.30: Dilatanz, 250 a nach Dammeinbau

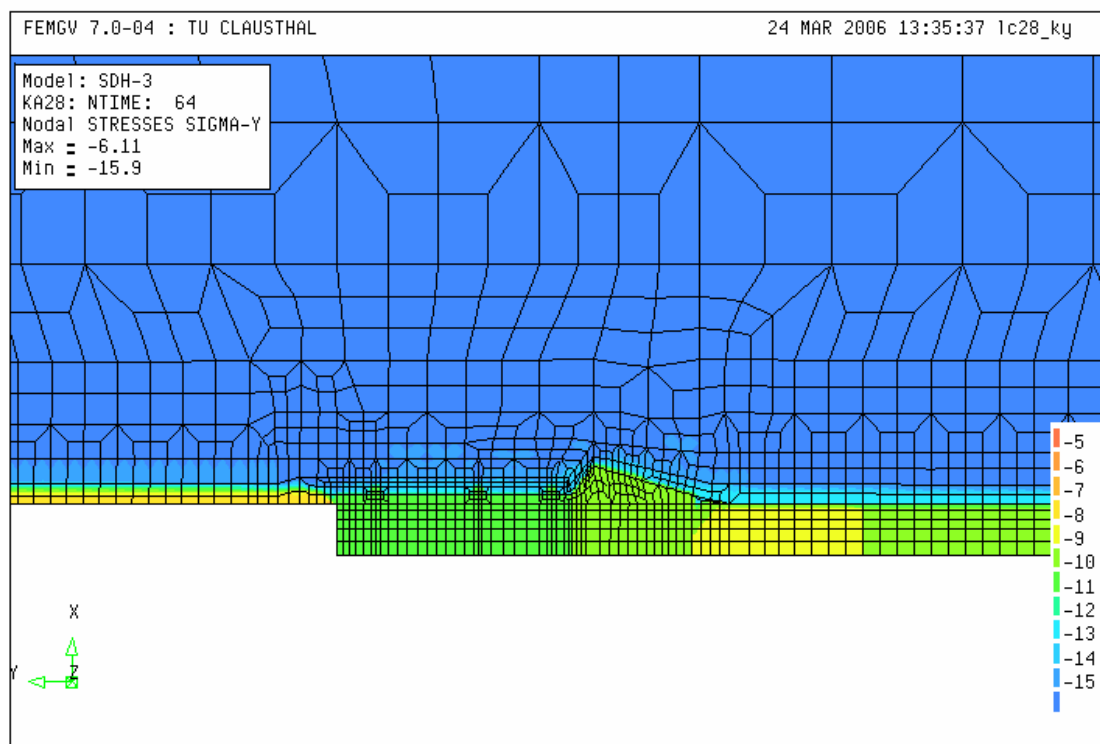


Bild 10.31: Durchlässigkeitsbeiwert (Exponent, m/s), 250 a nach Dammeinbau

(7) Zustandsgrößen zum Zeitpunkt $t = 500$ a nach Damm- und Versatzeinbau.

- Bild 10.32 zeigt die flächenhafte Darstellung der Schädigung D . In der offenen Strecke nimmt die Schädigung weiterhin zu, im Bereich Streckenkontur/Versatz bildet sie sich weiter zurück.
- Bild 10.33 zeigt die flächenhafte Darstellung der Dilatanz ε_{vol} . Wie die Schädigung nimmt die Dilatanz im Bereich der offenen Strecke weiterhin zu, im Bereich des Versatzes nimmt sie ab.
- Bild 10.34 zeigt die flächenhafte Darstellung des Exponenten des Durchlässigkeitsbeiwertes k_f . Die Permeabilität im Versatzkörper nimmt durch die fortschreitende Kompaktion kontinuierlich ab. Die Permeabilität des kompaktierten Versatzes liegt nunmehr unterhalb der Permeabilität des Dichtelementes.

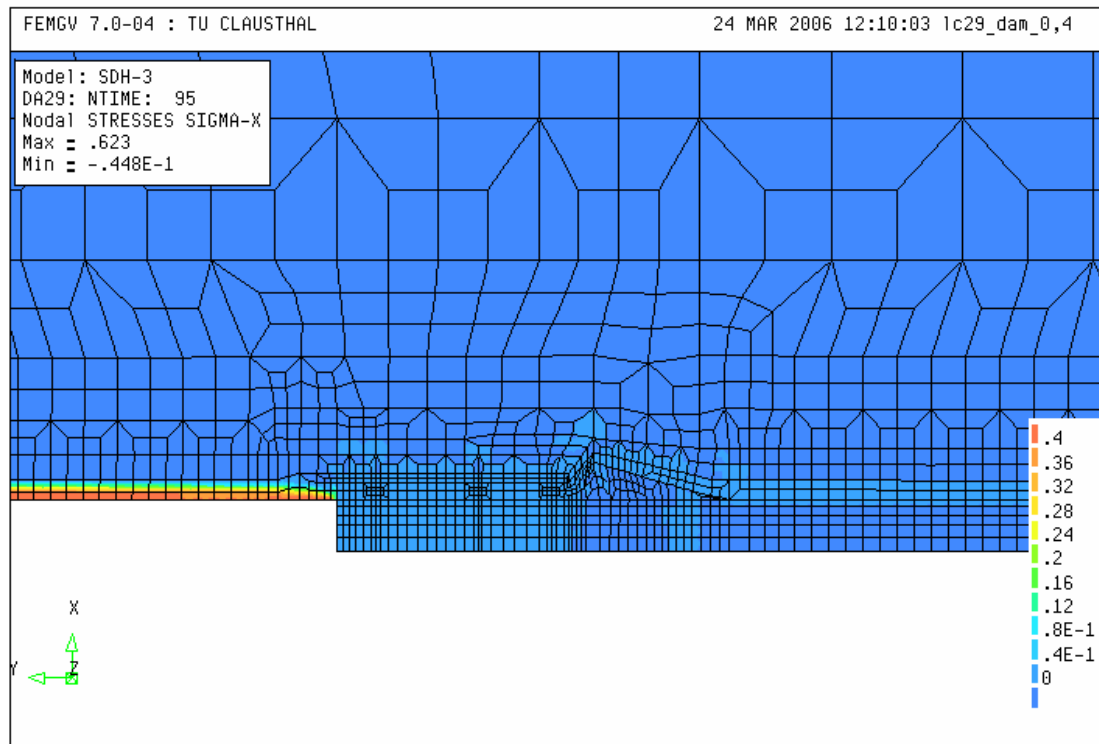


Bild 10.32: Schädigung D , 500 a nach Dammeinbau

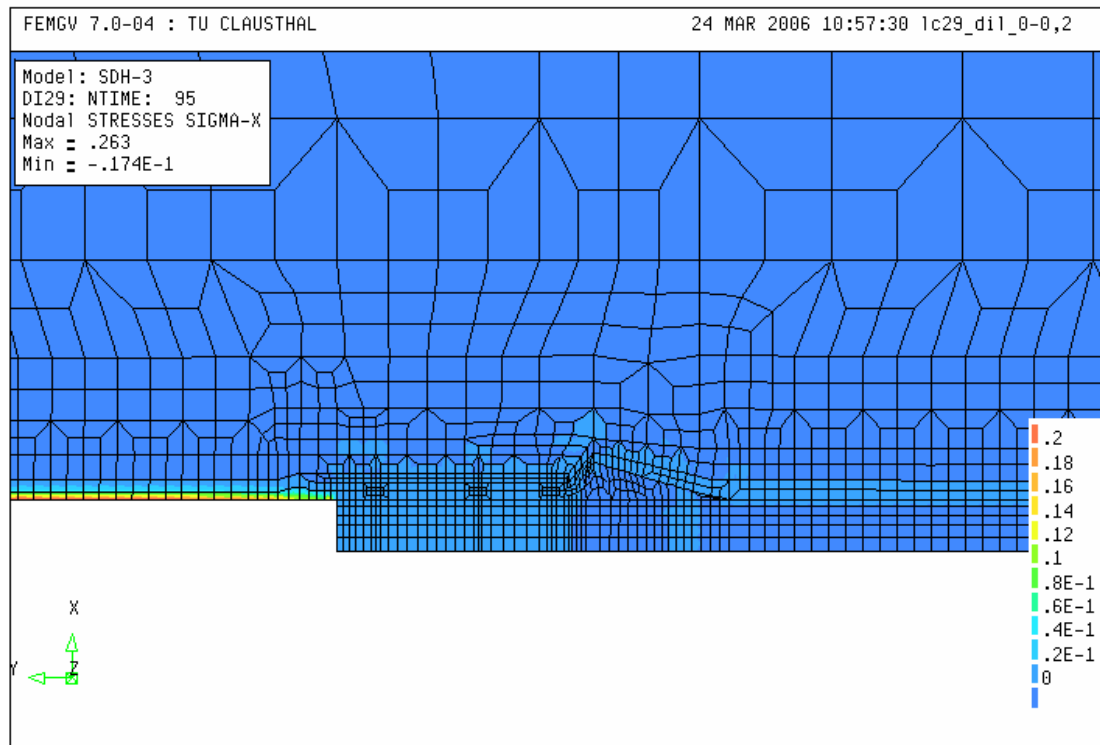


Bild 10.33: Dilatanz, 500 a nach Dammeinbau

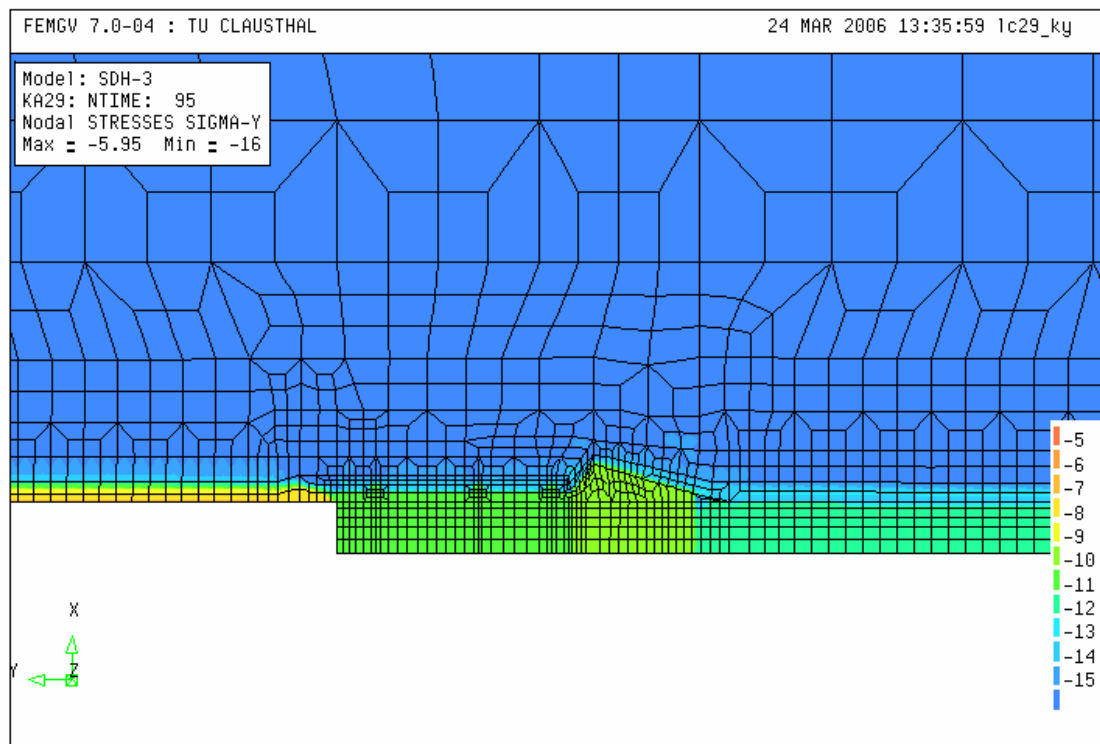


Bild 10.34: Durchlässigkeitsbeiwert (Exponent, m/s) , 500 a nach Dammeinbau

(8) Zustandsgrößen zum Zeitpunkt $t = 1000$ a nach Damm- und Versatzeinbau.

- Bild 10.35 zeigt die flächenhafte Darstellung der Schädigung D . In der offenen Strecke nimmt die Schädigung weiterhin zu, im Bereich Streckenkontur/Versatz bildet sie sich weiter zurück auf ein sehr niedriges Niveau.
- Bild 10.36 zeigt die flächenhafte Darstellung der Dilatanz ε_{vol} . Wie die Schädigung nimmt die Dilatanz im Bereich der offenen Strecke weiterhin zu, im Bereich des Versatzes nimmt sie ab.
- Bild 10.37 zeigt die flächenhafte Darstellung des Exponenten des Durchlässigkeitsbeiwertes k_f . Die Permeabilität im Versatzkörper nimmt durch die fortschreitende Kompaktion kontinuierlich ab. Die Permeabilität des kompaktierten Versatzkörpers erreicht bereits das Niveau des ungeschädigten Gebirges.

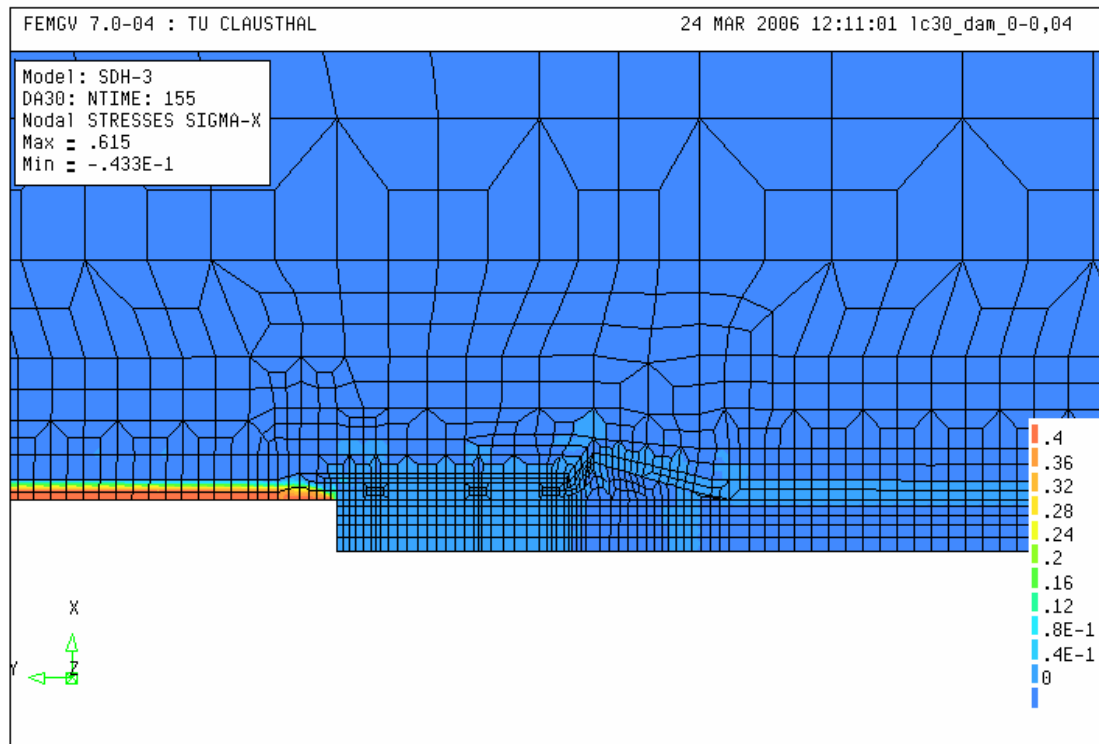


Bild 10.35: Schädigung D , 1000 a nach Dammeinbau

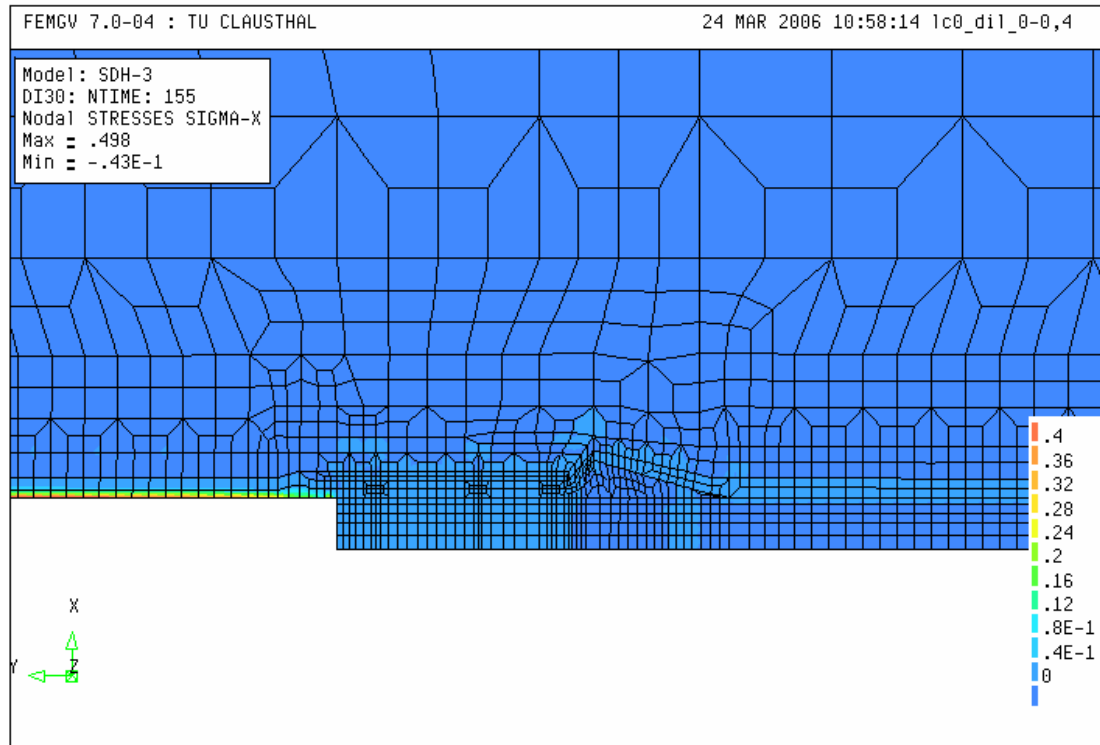


Bild 10.36: Dilatanz, 1000 a nach Dammeinbau

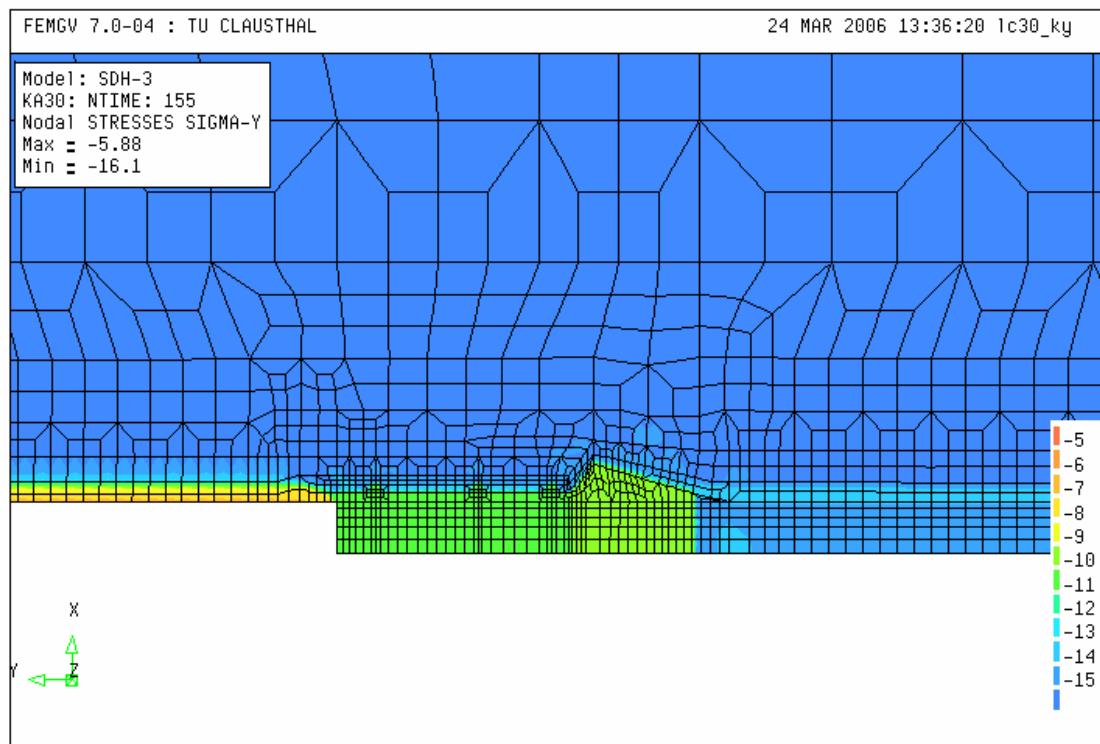


Bild 10.37: Durchlässigkeitsbeiwert (Exponent, m/s), 1000 a nach Dammeinbau

(9) Tabelle 10.8 zeigt die Berechnungswerte der Vertikalverformungen (Firstsetzung).

Zeitpunkt nach Dammeinbau	Firstsetzungen in der offenen Strecke, cm	Firstsetzungen über dem Versatzkörper, cm
1 d	8	8
500 d	9	9
5 a	10	10
25 a	15,5	15,5
100 a	35	28
250 a	75	32
500 a	144	40
1000 a	284	40

Tabelle 10.8: Tabellarische Darstellung der berechneten Firstsetzungen

(10) Tabelle 10.9 zeigt die Berechnungswerte der Porosität im Versatzkörper (in den Flächenplots ohne Einheit). Die Ausgangsporosität des eingebauten Versatzes beträgt $n = 31 \%$.

Zeitpunkt nach Dammeinbau	Porosität im Versatz, %
1 d	30,8
500 d	29,4
5 a	27
25 a	21
100 a	9
250 a	6
500 a	3
1000 a	0,3

Tabelle 10.9: Tabellarische Darstellung der berechneten Porosität im Versatzkörper

Neben den Flächenplots für das gesamte System wird die zeitliche Entwicklung der Spannungen, der Verzerrungen, der Dilatanz und der Schädigung in einem Element in der Kontaktzone zwischen Dammbauwerk und Gebirge dargestellt.

Die Darstellung der Berechnungsergebnisse über die Zeit erfolgt für das Element 562/Gaußpunkt Nr.2, der dem Gebirge und nicht der Kontur zugewandt ist. Die Lage des Elementes 562 ist Bild 10.38 zu entnehmen.

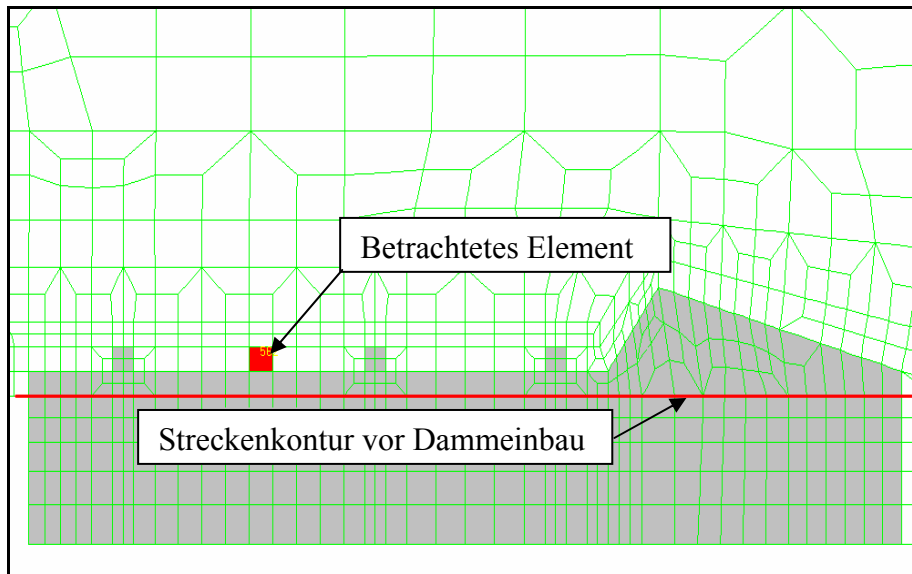


Bild 10.38: Lage des Elements 562 im Berechnungsmodell

Im Einzelnen wird der Verlauf folgender Zustandsgrößen dargestellt:

- Bild 10.39 zeigt den zeitlichen Verlauf der Spannungen.
- Bild 10.40 zeigt entsprechend den Verlauf der Verzerrungen.
- Bild 10.41 zeigt den Anstieg der Schädigung und der Dilatanz und im weiteren Verlauf auch deren Rückbildung.

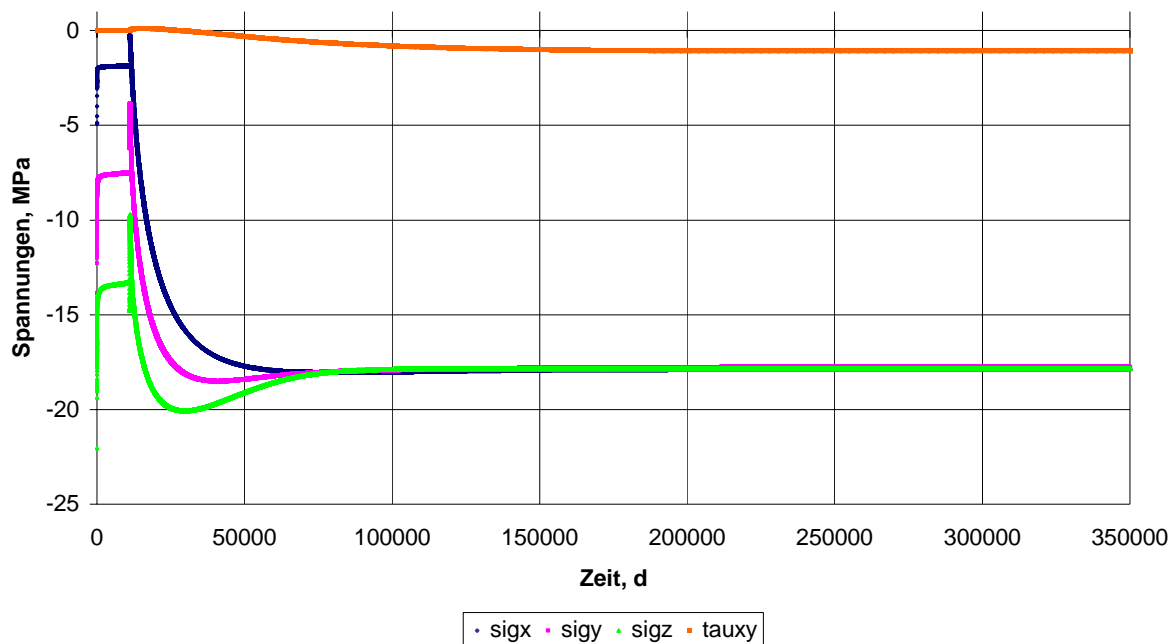


Bild 10.39: Zeitlicher Verlauf der Spannungen im Element 562

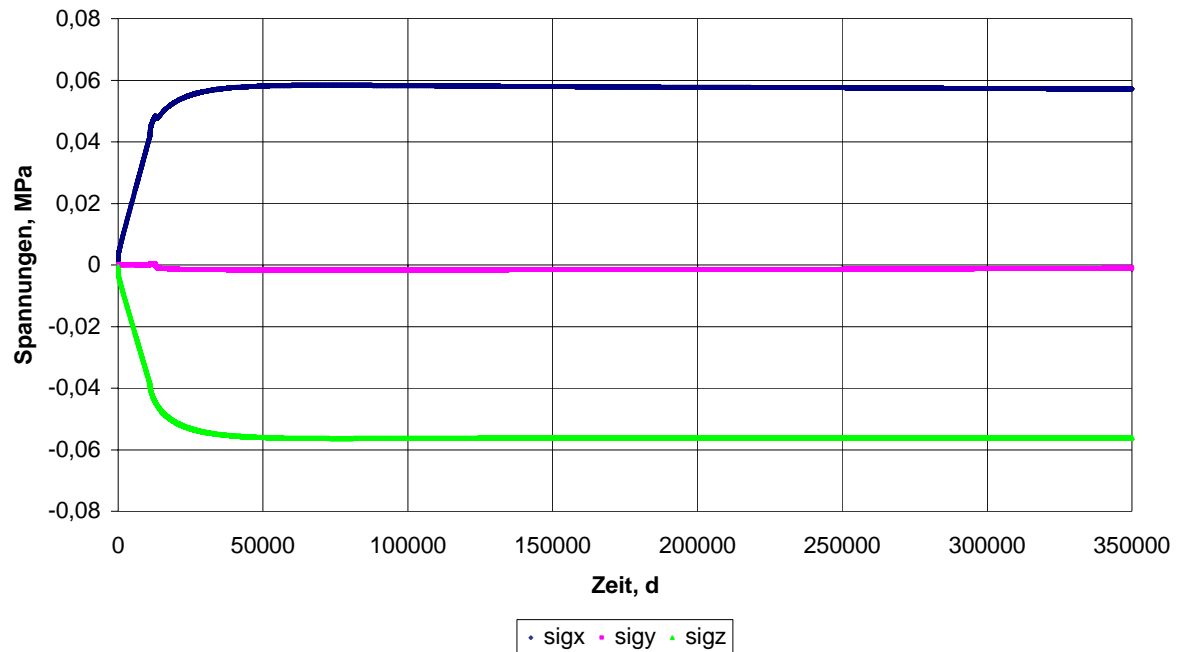


Bild 10.40: Zeitlicher Verlauf der Verzerrungen im Element 562

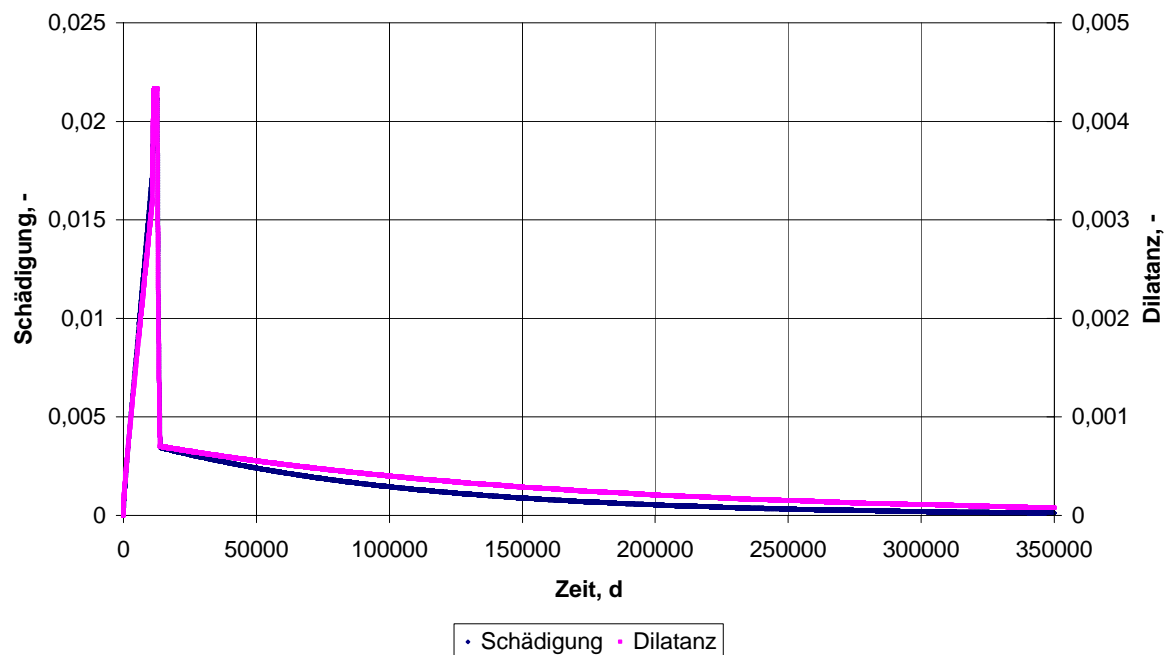


Bild 10.41: Zeitlicher Verlauf der Schädigung und der Dilatanz im Element 562

Aus den dargestellten Zustandsgrößenverläufen ist zu entnehmen:

- Bild 10.39 zeigt die Spannungsverläufe über die Zeit. Ausgehend von einem Primärspannungszustand von $p_G = 16 \text{ MPa}$ im unverritzten Gebirge verändern sich die Span-

nungen durch den momentanen Ausbruch zunächst entsprechend dem elastischen Stoffmodell *Hooke*, um in der Folgezeit durch die Auswirkung des Kriechens deutlich abzunehmen, hier insbesondere die Tangentialspannung. Da das Element 562 nach dem Streckenausbruch nahe an der Kontur liegt, muss die Spannung σ_x relativ klein sein. Nach dem Ausbruch der Streckenerweiterung liegt das Element direkt an der Kontur und zwar mit dem der Kontur abgewandten Gaußpunkt. Hier muss die Spannung σ_x (Radialspannung) nahezu zu Null werden. Diese Randbedingung ist erfüllt. Für die anderen Koordinatenspannungskomponenten kann keine zahlenmäßige Kontrolle erfolgen, die Verläufe sind jedoch plausibel. In der Folgezeit steigen die Spannungen durch den beginnenden Stützdruckaufbau infolge der Verformung des Gebirges erkennbar an. Aufgrund des hohen Kriechvermögens stellt sich schon nach ca. $t = 75000 \text{ d}$ (ca. 205 a) wieder ein isotroper Spannungszustand ein.

- Die Verzerrungen in Bild 10.40 zeigen einen Anstieg nach dem Ausbruch der Strecke und dann weiter nach dem Nachbruch der Kontur kurz vor dem Einbau des Dammbauwerks. In radialer Richtung (x) wird das Gebirgselement gedehnt (Verformung in den Hohlraum), in tangentialer Richtung (z) entsteht durch die Verformung des Gebirges in den Hohlraum eine Stauchung. In axialer Richtung erfolgt praktisch keine Deformation.
- Bild 10.41 zeigt den zeitlichen Verlauf der Schädigungs- und Dilatanzentwicklung im betrachteten Element 562. Dabei werden maximal nach $t = 30 \text{ a}$ Standzeit Zahlenwerte von $D = 0,022$ und $\varepsilon_{\text{vol}} = 0,0043$ erreicht. Im *AkEnd-Bericht (2002)* wurde eine orientierende Schädigungsskala ausgearbeitet, mit der eine Einstufung des Gebirges hinsichtlich des Entfestigungsgrades vorgenommen werden kann. In dem Wertebereich $0,015 < D \leq 0,15$ wird das Gebirge als stark geschädigt eingestuft. Der Zahlenwert von $D = 0,022$ befindet sich am unteren Ende dieses Einstufungsbereiches. Der nahezu primäre Zustand in der hydraulischen Qualität mit einer Schädigung im Zahlenwertbereich $0 < D < 10^{-04}$ wird wieder etwa ab $t = 260000 \text{ d}$ entsprechend $t = 712 \text{ a}$ erreicht.

10.6.2 Grafische Zusammenfassung der Ergebnisse über die Zeit

Als grafische Zusammenfassung der zuvor als Flächenplot gezeigten Berechnungsergebnisse werden Diagramme der Schädigungsentwicklung, der Dilatanzentwicklung sowie der Permeabilitätsentwicklung im Versatzkörper und im Gebirge sowie der Porositätsentwicklung im Versatz dargestellt, wie schon zuvor in den Bildern 10.9 bis 10.12 für die Ergebnisse der Be-

rechnung mit Parametern der Lokation Sondershausen. Die Zahlenwerte, die den Diagrammen zugrunde liegen, sind als Knotenpunktergebnisse aus drei Elementen übernommen worden, deren Lage aus Bild 10.8 hervorgeht. Es wird jeweils ein Knotenpunkt aus einem Randelement im Bereich der offenen Strecke, ein Knotenpunkt eines Elements im Kontaktbereich zwischen Dammbauwerk und Gebirge sowie ein Knotenpunkt eines Elements im Kontaktbereich zwischen Versatzkörper und Gebirge betrachtet. Die folgenden Abbildungen zeigen die zeitliche Entwicklung von $t = 1 \text{ d}$ bis $t = 1000 \text{ a}$ ($= 365000 \text{ d}$) nach Dammeinbau für die Schädigung, für die Dilatanz und für die Permeabilität in den drei Elementen in den Bereichen der offenen Strecke, in der Kontaktzone Dammbauwerk/Gebirge sowie in der Kontaktzone Versatz/Gebirge. Die Permeabilitäts- und Porositätsentwicklung im Versatz wird integral erfasst und nicht auf ein einzelnes Element bezogen, da mit Ausnahme von Konturelementen aufgrund der gleichmäßigen Kompaktion im Versatz die Permeabilitäts- und Porositätsrückbildung ohnehin gleichmäßig ist.

Bild 10.42 zeigt die Schädigungsentwicklung von $t = 1 \text{ d}$ bis $t = 1000 \text{ a}$ nach Dammeinbau mit logarithmischer Darstellung der Schädigung. Im Bereich der offenen Strecke nimmt über den gesamten Zeitraum die Schädigung zu, wobei sich mit fortschreitender Zeit allerdings der Prozess verlangsamt. Im Bereich des Versatzes kommt es bis etwa 100000 d nach Dammeinbau noch zu einer leichten Zunahme der Schädigung, weil der Stützdruckaufbau im Versatz noch nicht ausreicht, um eine Rückbildung der Schädigung zu bewirken. Die Schädigung im Kontaktbereich Dammbauwerk/Gebirge nimmt dagegen kontinuierlich ab, da das relativ steife Dammbauwerk sofort eine stützende Wirkung auf das Gebirge ausübt. Im Vergleich zur Lokation Sondershausen nimmt nach Bild 10.9 die Schädigung in den Kontaktzonen innerhalb der ersten $t = 10000 \text{ d}$ stark zu und anschließend sehr deutlich ab. Sowohl die Zunahme der Schädigung wie auch ihre Rückbildung verlaufen bei der Berechnung mit den Parametern der Lokation Sondershausen viel moderater und weniger ausgeprägt. Die rasche Schädigungszunahme und die schnelle Schädigungsrückbildung sind im Wesentlichen auf das höhere Kriechvermögen des Asse-Steinsalzes im Vergleich zum Steinsalz der Lokation Sondershausen zurückzuführen. Durch die stärkere Gebirgsverformung bildet sich zeitlich eher und viel intensiver ein positiv wirkender Stützdruck aus.

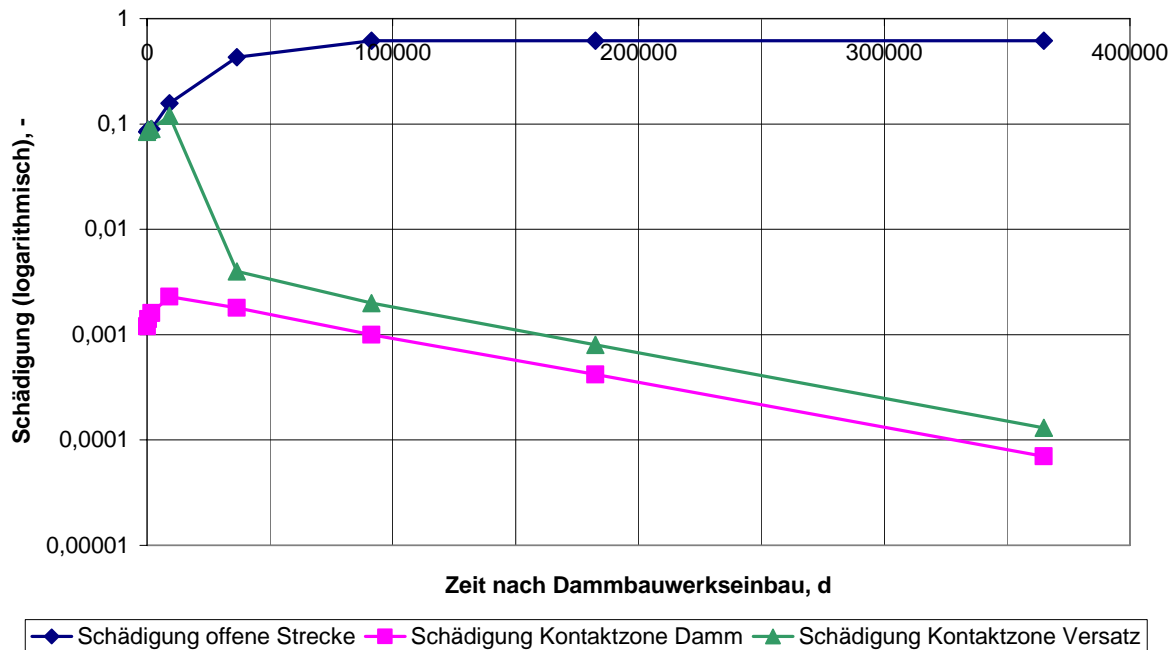


Bild 10.42: Zeitliche Entwicklung der Schädigung von 1 d bis 1000 a nach Dammeinbau in halblogarithmischer Darstellung

Bild 10.43 zeigt die Dilatanzentwicklung von $t = 1$ d bis $t = 1000$ a nach Dammeinbau mit logarithmischer Darstellung der Dilatanz. Im Bereich der offenen Strecke nimmt die Dilatanz über den gesamten Zeitraum zu, mit fortschreitender Zeit verlangsamt sich allerdings dieser Prozess.

Im Bereich des Versatzes kommt es bis knapp 100000 d nach Dammeinbau noch zu einer sehr leichten Zunahme der Dilatanz, weil der Stützdruckaufbau im Versatz noch nicht ausreicht, um eine Rückbildung der Dilatanz zu bewirken. Die Dilatanz im Kontaktbereich Dammbauwerk/Gebirge nimmt kontinuierlich ab, da das relativ steife Dammbauwerk sofort eine stützende Wirkung auf das Gebirge ausübt. Da die Schädigungs- und die Dilatanzentwicklung parallel ablaufen, weisen die Bilder 10.42 und 10.43 sehr ähnliche Verläufe auf.

Analog zur Schädigung zeigt Bild 10.43 im Vergleich zu Bild 10.10 den gleichen qualitativen Verlauf der Dilatanz.

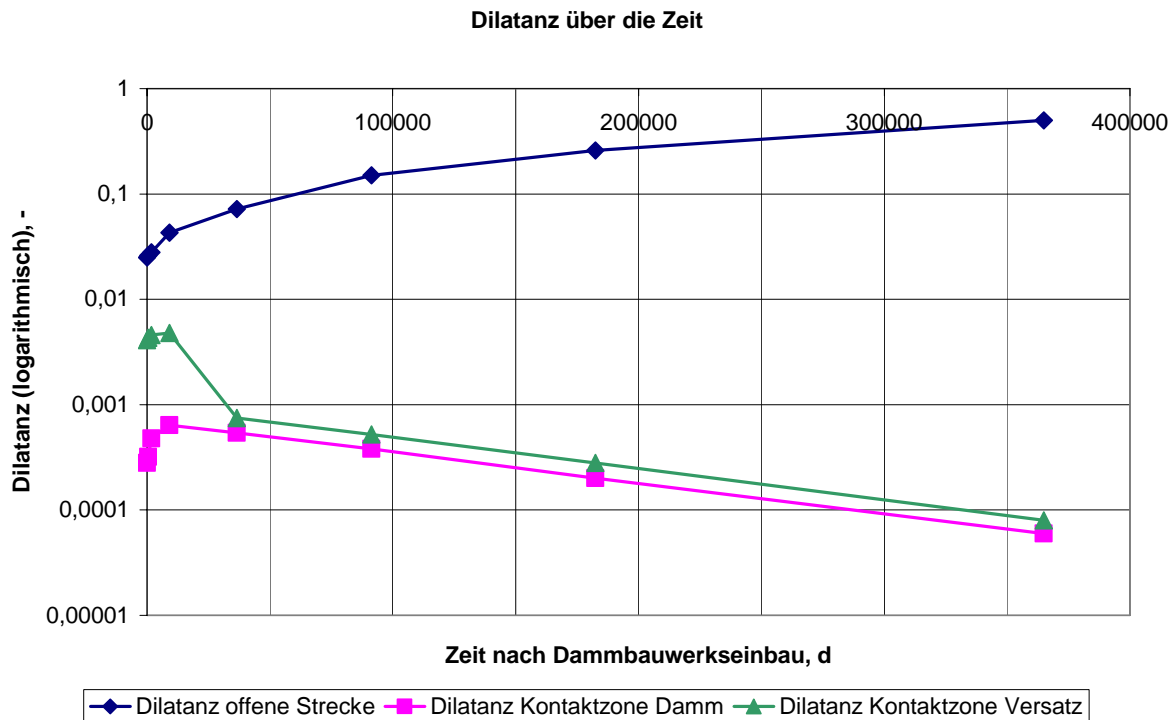


Bild 10.43: Zeitliche Entwicklung der Dilatanz von 1 d bis 1000 a nach Dammeinbau in halblogarithmischer Darstellung

Bild 10.44 zeigt die Permeabilitätsentwicklung von $t = 1$ d bis $t = 1000$ a nach Dammeinbau. Dargestellt ist der Exponent der Permeabilität. Im Bereich der offenen Strecke nimmt die Permeabilität ab etwa $t = 170000$ d nach Dammeinbau nicht mehr zu, sondern bleibt konstant bei $K = 10^{-14} \text{ m}^2$, trotz der weiteren, aber nur moderaten Zunahme der Dilatanz, vgl. Bild 10.43. Diese Entwicklung ist auf die Funktionsweise der in Abschnitt 8 beschriebenen Poro-Perm-Relation (pps-Ansatz) zurückzuführen. Im Versatzkörper nimmt durch die Kompaktion des Salzgruses die Permeabilität vom Zeitpunkt ab $t = 10000$ d (entsprechend ca. 27 Jahre) nach Dammeinbau kontinuierlich ab und erreicht am Ende des Betrachtungszeitraums bei $t = 365000$ d ($= 1000$ a) nach Dammeinbau die Permeabilität von $K = 10^{-22} \text{ m}^2$. Aus Bild 10.44 ist auch zu erkennen, dass die Permeabilität in den Kontaktzonen Dammbauwerk/Gebirge und Versatzkörper/Gebirge kontinuierlich abnimmt und diese Bereiche im Vergleich zur Permeabilität des Versatzkörpers selbst, aber auch im Vergleich zur Permeabilität des Dichtelements von $K = 2 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$ keine Schwächezone darstellen. Bild 10.44 zeigt im Vergleich zu Bild 10.11 eine schnellere Abnahme der Permeabilität im Versatz und in der Kontaktzone Versatz/Gebirge. Die Permeabilitätsentwicklung in der Kontaktzone Dammbauwerk/Gebirge (im Bild magenta) verläuft in beiden Bildern nahezu identisch. Qualitativ und quantitativ sehr ähnlich ist auch die Entwicklung der Permeabilität in der offenen Strecke,

wie der Vergleich der Bilder 10.11 (Lokation Sondershausen) und 10.44 (Lokation Asse) zeigt.

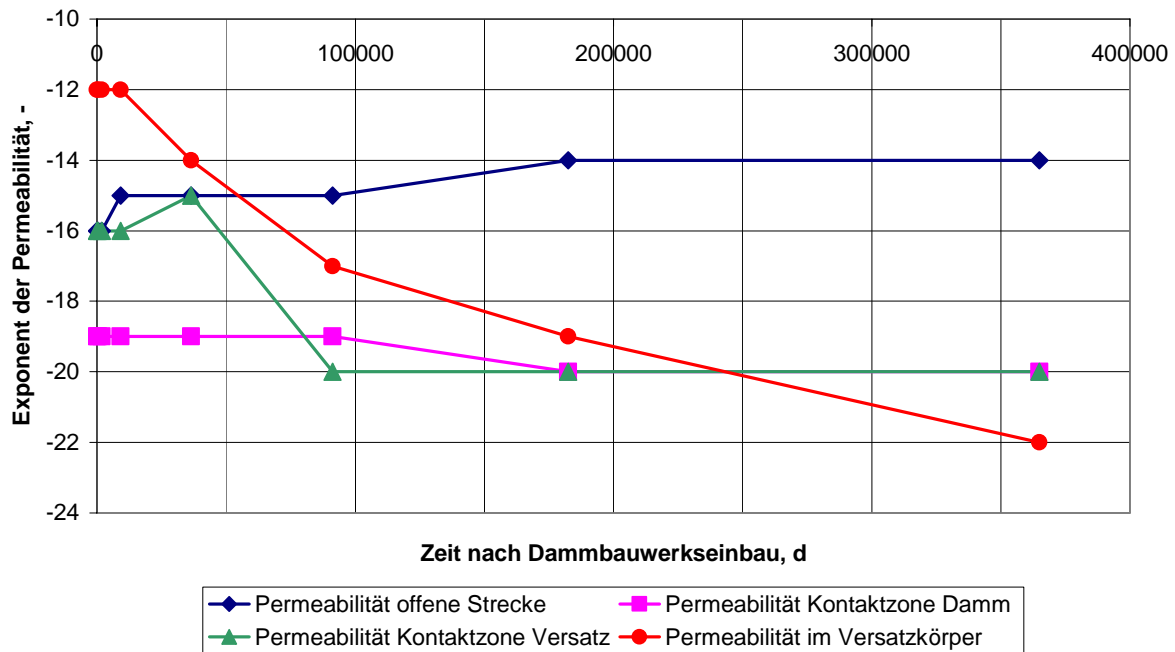


Bild 10.44: Zeitliche Entwicklung der Permeabilität von 1 d bis 1000 a nach Dammeinbau, dargestellt ist der Exponent der Permeabilität über die Zeit

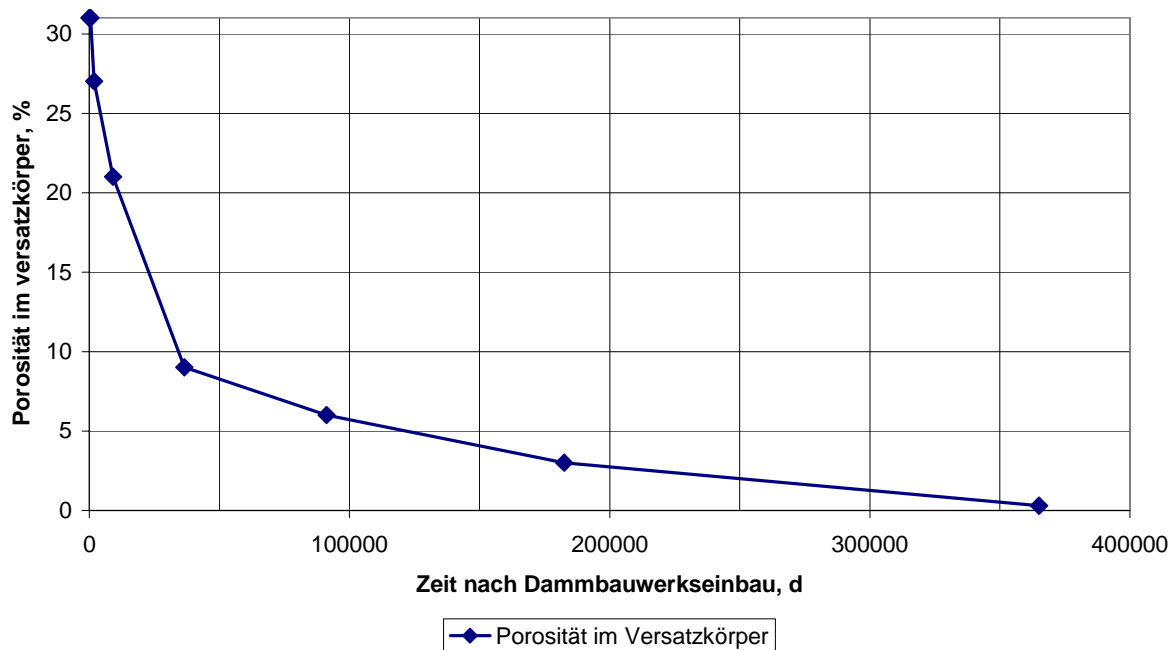


Bild 10.45: Zeitliche Entwicklung der Porosität im Versatzkörper über die Zeit von 1 d bis 1000 a nach Dammeinbau

Entsprechend der raschen Permeabilitätsabnahme im Versatz zeigt auch das Bild 10.45 im Vergleich zu Bild 10.70 einen deutlich schnelleren Rückgang der Porosität.

10.6.3 Bewertung der Ergebnisse

Zum Berechnungsende bei $t = 1000$ a nach Dammeinbau ist die rechnerische Porosität im Versatz durch die Kompaktionsvorgänge in den Bereich von $\phi \approx 0,3 \%$ zurückgebildet worden. Damit wird gerade noch nicht der Gültigkeitsbereich der Poro-Perm-Beziehung des GRS-Stoffmodells verlassen, der bis $\phi \approx 0,3 \%$ reicht, *GRS (1999)*.

Die Berechnungen liefern hinreichend genaue Ergebnisse, die zumindest in der Größenordnung eine quantitative Abschätzung der Permeabilität im Versatzkörper wie auch in der Kontaktzone zwischen Dammbauwerk und Gebirge sowie zwischen Versatz und Gebirge ermöglichen.

Zu den einzelnen ausgewählten Zeitpunkten der Berechnung ergeben sich folgende Permeabilitäten im Versatz bzw. in der Kontaktzone Dammbauwerk/Gebirge:

<i>Zeitpunkt nach Dammeinbau, a</i>	<i>Permeabilität im Übergang Gebirge/Dammbauwerk, m^2</i>	<i>Permeabilität im Versatzkörper, m^2</i>
5	10^{-19}	10^{-12}
25	10^{-19}	10^{-13}
100	10^{-19}	10^{-14}
250	10^{-20}	10^{-17}
500	10^{-20}	10^{-20}
1000	10^{-20}	10^{-22}

Tabelle 10.10: Berechnungsergebnisse für die Permeabilität

Durch das größere Kriechvermögen wird der Versatzkörper so rasch kompaktiert, dass bereits nach $t = 25$ a nach Dammeinbau ein erster Rückgang der Permeabilität im Salzgrus zu verzeichnen ist. Mit fortlaufender Zeit erreicht der Versatzkörper die Primärpermeabilität des Unverritzten. Ob dieser Verlauf tatsächlich realistisch ist, kann aufgrund fehlender Versuchsdaten zur Versatzkompaktion nicht beurteilt werden. Der rechnerische Befund ist aber ein klares Indiz für die gewünschte Kompaktion des Salzgruses und erlaubt im Zusammenhang mit der größeren Kriechfähigkeit des Steinsalzes eine Abschätzung des Zeitraumes, über den das Dammbauwerk als technische Barriere seine Funktion bewahren muss.

10.6.4 Interpretation und Diskussion der Berechnungsergebnisse

Um zu einem bewertenden Abschluss zu kommen, sollen die Auswertungen beider Berechnungen tabellarisch miteinander verglichen werden. In Tabelle 10.11 ist die Permeabilitätsentwicklung im Übergang zwischen Gebirge und Dammbauwerk und im Versatzkörper aus der numerischen Simulation beider Lokationen zu ausgewählten Zeitpunkten zusammengestellt.

<i>Zeitpunkt nach Dammeinbau, a</i>	<i>Permeabilität im Übergang Gebirge/Dammbauwerk, m²</i>		<i>Permeabilität im Versatzkörper, m²</i>	
<i>Lokation ⇒</i>	<i>Asse</i>	<i>Sondershausen</i>	<i>Asse</i>	<i>Sondershausen</i>
5	10^{-19}	10^{-19}	10^{-12}	10^{-12}
25	10^{-19}	10^{-19}	10^{-13}	10^{-12}
100	10^{-19}	10^{-19}	10^{-14}	10^{-12}
250	10^{-20}	10^{-19}	10^{-17}	10^{-13}
500	10^{-20}	10^{-20}	10^{-20}	10^{-15}
1000	10^{-20}	10^{-20}	10^{-22}	10^{-16}

Tabelle 10.11: Vergleich der Berechnungsergebnisse für die Permeabilität

Die Tabelle belegt, dass in der Kontaktzone zwischen Dammbauwerk und Gebirge durch geringe Konvergenzen bereits eine ausreichende Risschließung stattfindet, so dass die Permeabilität auf ein insgesamt niedriges Niveau zurückgeht. Im Fall der Materialkennwerte der Lokation Sondershausen sind die durch die Beraubung der Kontur nach $t = 30 \text{ a} + 303 \text{ d}$ entstandene Schädigung sowie die Dilatanz derart gering, dass sie auch durch die geringe Konvergenz wirksam rückgebildet werden können. Im Fall der Materialkennwerte der Lokation Asse zeigen sich bereits in der Zeit von $t = 30 \text{ a}$, also noch vor Konturbereinigung und Dammeinbau, eine deutliche Schädigung und Dilatanz, so dass das Gebirge nach *AkEnd (2002)* bereits als stark geschädigt einzustufen ist. Nach Versatz- und Dammeinbau wird durch die Konvergenz ein für die Verheilung günstiger Beanspruchungszustand erzeugt, der zu einer raschen Risschließung führt, so dass sich Schädigung und Dilatanz zwischen 25 a und 100 a nach Einbau des Versatzes/Dammbauwerks in den Kontaktzonen signifikant zurückbilden. Im Fall Materialkennwerte der Lokation Sondershausen laufen diese Prozesse erheblich langsamer ab, so dass sich in den Kontaktzonen etwa bei $t = 700 - 800 \text{ a}$ ($t = 255000 - 290000 \text{ d}$) für Schädigung und Dilatanz in der Größenordnung ähnliche Werte einstellen, d.h. $D(\text{Sondershausen}) = 0,00018 - 0,0001$ und $D(\text{Asse}) = 0,0004 - 0,0001$. Für die berechnete Dilatanz ε_{vol} kann entsprechend jeweils $\varepsilon_{\text{vol}}(\text{Sondershausen}) = 0,0001 - 0,00007$ bzw. $\varepsilon_{\text{vol}}(\text{Asse}) = 0,00014 - 0,00001$ aus den Darstellungen der Berechnungsergebnisse abgelesen werden. Diese Ergebnisse lassen sich der zeitabhängigen Darstellung für Element 562 in der Kontaktzone Dammbauwerk/Gebirge entnehmen. Da die Berechnungen mit einigen Unsi-

cherheiten bezüglich der verwendeten Materialparameter und Stoffmodelle belegt sind, sollte weniger dem Zahlenwert an sich, sondern mehr der zahlenmäßigen Größenordnung der Ergebnisse und der Differenz der Berechnungswerte untereinander besonderes Interesse gewidmet werden.

Die tabellarische Gegenüberstellung zeigt die Berechnungsergebnisse der numerischen Berechnungen des Dammbauwerks und der versetzten Strecke für die Materialkennwerte der Steinsalzlokalisationen Sondershausen und Asse bezogen auf die drei ausgewählten Bereiche aus Bild 10.8 zu verschiedenen Zeiten (Tab. 10.12):

Zustandsgröße	Zeitpunkt nach Dammeinbau	Lokation	
		Sondershausen	Asse
1) Schädigung in der offenen Streckenkontur zum Zeitpunkt nach Dammeinbau, -	nach 5 a nach 25 a nach 100 a nach 250 a nach 500 a nach 1000 a	0,01 0,014 0,0265 0,0487 0,081 0,132	0,09 0,157 0,438 0,62 0,62 0,62
2) Schädigung in der Kontaktzone zwischen Dammbauwerk/Kontur zum Zeitpunkt nach Dammeinbau, -	nach 5 a nach 25 a nach 100 a nach 250 a nach 500 a nach 1000 a	0,000056 0,000053 0,00004 0,000023 0,0000094 0,000001	0,0016 0,0023 0,0018 0,001 0,00042 0,00007
3) Schädigung in der Kontaktzone zwischen Versatz/Kontur zum Zeitpunkt nach Dammeinbau, -	nach 5 a nach 25 a nach 100 a nach 250 a nach 500 a nach 1000 a	0,009 0,009 0,01 0,01 0,005 0,0001	0,09 0,12 0,004 0,002 0,0008 0,00013
4) Dilatanz in der offenen Streckenkontur zum Zeitpunkt nach Dammeinbau, -	nach 5 a nach 25 a nach 100 a nach 250 a nach 500 a nach 1000 a	0,0020 0,0030 0,006 0,11 0,17 0,25	0,028 0,043 0,072 0,15 0,26 0,5
5) Dilatanz in der Kontaktzone zwischen Kontaktzone Dammbauwerk/Kontur zum Zeitpunkt nach Dammeinbau, -	nach 5 a nach 25 a nach 100 a nach 250 a nach 500 a nach 1000 a	0,0000092 0,0000088 0,0000073 0,000005 0,000028 0,00000086	0,00048 0,00064 0,00054 0,00038 0,0002 0,00006
6) Dilatanz in der Kontaktzone zwischen Versatz/Kontur zum Zeitpunkt nach Dammeinbau, -	nach 5 a nach 25 a nach 100 a nach 250 a	0,002 0,002 0,0018 0,0018	0,0046 0,0048 0,00075 0,00052

Zustandsgröße	Zeitpunkt nach Dammeinbau	Lokation	
		Sondershausen	Asse
	nach 500 a nach 1000 a	0,0012 0,0002	0,00028 0,00008
7) Permeabilität in der offenen Streckenkontur zum Zeitpunkt nach Dammeinbau, m²	nach 5 a nach 25 a nach 100 a nach 250 a nach 500 a nach 1000 a	10 ⁻¹⁷ 10 ⁻¹⁶ 10 ⁻¹⁶ 10 ⁻¹⁵ 10 ⁻¹⁵ 10 ⁻¹⁵	10 ⁻¹⁶ 10 ⁻¹⁵ 10 ⁻¹⁵ 10 ⁻¹⁵ 10 ⁻¹⁴ 10 ⁻¹⁴
8) Permeabilität in der Kontaktzone zwischen Dammbauwerk/Kontur zum Zeitpunkt nach Dammeinbau, m²	nach 5 a nach 25 a nach 100 a nach 250 a nach 500 a nach 1000 a	10 ⁻¹⁹ 10 ⁻¹⁹ 10 ⁻¹⁹ 10 ⁻¹⁹ 10 ⁻²⁰ 10 ⁻²⁰	10 ⁻¹⁹ 10 ⁻¹⁹ 10 ⁻¹⁹ 10 ⁻¹⁹ 10 ⁻²⁰ 10 ⁻²⁰
9) Permeabilität in der Kontaktzone zwischen Versatz/Kontur zum Zeitpunkt nach Dammeinbau, m²	nach 5 a nach 25 a nach 100 a nach 250 a nach 500 a nach 1000 a	10 ⁻¹⁷ 10 ⁻¹⁷ 10 ⁻¹⁷ 10 ⁻¹⁸ 10 ⁻¹⁹ 10 ⁻²⁰	10 ⁻¹⁶ 10 ⁻¹⁶ 10 ⁻¹⁵ 10 ⁻²⁰ 10 ⁻²⁰ 10 ⁻²⁰
10) Permeabilität im Versatz zum Zeitpunkt nach Dammeinbau, m²	nach 5 a nach 25 a nach 100 a nach 250 a nach 500 a nach 1000 a	10 ⁻¹² 10 ⁻¹² 10 ⁻¹³ 10 ⁻¹⁴ 10 ⁻¹⁴ 10 ⁻¹⁶	10 ⁻¹² 10 ⁻¹² 10 ⁻¹⁴ 10 ⁻¹⁷ 10 ⁻¹⁹ 10 ⁻²²
11) Porosität im Versatz zum Zeitpunkt nach Dammeinbau, -	nach 5 a nach 25 a nach 100 a nach 250 a nach 500 a nach 1000 a	0,307 0,24 0,24 0,21 0,15 0,06	0,27 0,21 0,09 0,06 0,03 0,003
12) Verformungen in der offenen Strecke zum Zeitpunkt nach Dammeinbau, m	nach 5 a nach 25 a nach 100 a nach 250 a nach 500 a nach 1000 a	0,0255 0,032 0,054 0,105 0,200 0,380	0,1 0,155 0,35 0,75 1,44 2,84
13) Verformungen im Bereich der Firste über Versatzkörper zum Zeitpunkt nach Dammeinbau, m	nach 5 a nach 25 a nach 100 a nach 250 a nach 500 a nach 1000 a	0,0255 0,032 0,054 0,105 0,06 0,245	0,1 0,155 0,28 0,32 0,4 0,4

Tabelle 10.12: Tabellarische Zusammenfassung der Berechnungsergebnisse

Anmerkungen zum tabellarischen Vergleich der Berechnungsergebnisse:

- Im Vergleich der Ergebnisse für die Schädigung (Tab. 10.12, Zeile 1 bis 3) wird deutlich, dass die induzierten Schädigungen im Fall der Materialkennwerte der Lokation Asse viel größer sind als im Fall der Materialkennwerte der Lokation Sondershausen. Gleiches gilt für die Dilatanz. Durch eine feinere Auflösung der Ergebnisdarstellung ist eine genaue Ermittlung der Zustandsgrößen für die Berechnungszeitpunkte $t = 500$ a und $t = 1000$ a für den Übergang Dammbauwerk/Gebirge möglich. Damit kann gezeigt werden, dass bereits die Verheilungsphase aktiv ist und die Risschließungsphasen abgeschlossen wurden.
- Die Ergebnisse für Dilatanz (Tab. 10.12, Zeile 5) und Schädigung (Tab. 10.12, Zeile 2) sind für den Bereich Kontaktzone Dammbauwerk/Gebirge ein Indiz für die wirksame Verheilung. Für eine vergleichende Bewertung der Ergebnisse der Berechnungen an beiden Lokationen sind die Zahlenwerte für die Kontaktzone Versatz/Gebirge ebenfalls von großer Bedeutung, siehe Zeilen 3 und 6. In diesem Bereich kommt es zuerst zu einer Zunahme der Schädigung und der Dilatanz, weil die durch Kriechprozesse einsetzende Hohlraumkonvergenz erst zeitverzögert einen für die Risschließung günstigen Beanspruchungszustand induziert.
- Bei der Betrachtung der Ergebnisse für die Verformungen an der Firste (Tab. 10.12, Zeile 12) der offenen Strecke wird schnell deutlich, dass die Zahlenwerte ab dem Zeitpunkt $t = 500$ a eher theoretische Bedeutung haben. Zum Zeitpunkt $t = 500$ a nach Dammeinbau wäre bereits die komplette Strecke theoretisch verschlossen. Diese Werte sind so aber nicht realistisch, sondern als Beweis für die erheblich stärkeren Kriechdeformationen der einen Lokation im Vergleich zur anderen zu sehen.
- Über die Berechnung der Permeabilität aus der Dilatanz mit Hilfe des pps-Ansatzes lässt sich die Wirksamkeit der Verheilung besser dokumentieren als über die Schädigung und die Dilatanz selbst. Die Flächenplots der Permeabilität zeigen ebenfalls wie die tabellarische Auswertung in der Zeile 8 der Tab. 10.12 für die Kontaktzone Dammbauwerk/Gebirge, in der Zeile 9 für die Kontaktzone Versatz/Gebirge und in Zeile 10 der Tab. 10.12 für den Salzgrusversatzkörper selbst, dass in den Kontaktzonen Gebirge/Versatz und Gebirge/Dammbauwerk nur noch kleine Permeabilitäten wirksam sind.

10.6.5 Bewertung des tabellarischen Vergleichs der Berechnungsergebnisse

Der direkte Vergleich der Berechnungsergebnisse beider Lokationen zeigt, dass

- das kriechfähigere Steinsalz der Lokation Asse aufgrund seiner geringeren Dilatanzfestigkeit zunächst durch die höheren Zahlenwerte für Schädigung und Dilatanz unter dem Aspekt der Langzeitsicherheit weniger geeignet scheint. Es ist nicht auszuschließen, dass die höheren Schädigungs- und Dilatanzwerte auch durch die Risschließung und Verheilung nicht in ausreichendem Maß zurückgebildet werden können;
- die Berechnungsergebnisse für die Permeabilität an der Kontur der offenen Strecke nur in einer Größenordnung abweichen trotz der viel größeren Zahlenwerte für die berechnete Dilatanz im Vergleich zur Berechnung „Sondershausen“. Hier zeigt sich die gewünschte Funktionsweise des *pps*-Ansatzes, dass bei großer berechneter Dilatanz die Permeabilität nur linear mit der Dilatanz zunimmt;
- die Kontaktzone Dammbauwerk/Gebirge wenige Jahre nach dem Dammeinbau nicht mehr die eigentliche Schwächezone darstellt, sondern bereits die Leistungsfähigkeit der Baumaterialien des Damms erreicht hat und diese sogar übertrifft;
- das eigentliche Augenmerk auf den Übergang Versatz/Gebirge zu richten ist. Aufgrund der hohen Anfangsporosität des Versatzkörpers aus Salzgrus von $\phi = 0,31 = 31 \%$ bildet sich ein im Sinne der Verheilung günstiger Beanspruchungszustand in dieser Kontaktzone erst nach einer ausreichenden Kompaktion des Versatzes aus. Ein Vergleich der Verformungen der Firste im Bereich des Versatzes zeigt, dass für den Fall der Materialkennwerte der Lokation Asse etwa drei Mal größere Senkungen aufgrund der ausgeprägteren Kriecheigenschaften zu beobachten sind. Ein Maximum der Firstsenkung stellt sich für den Fall der Materialkennwerte der Lokation Asse bei $u = 0,4 \text{ m}$ ein und wird ab $t = 500 \text{ a}$ beobachtet. Nach einer anfänglichen Zunahme der Schädigung und der Dilatanz in der Kontaktzone Versatz/Gebirge stellt sich dort eine insgesamt schnellere Risschließung und Verheilung ein, nachdem die auflaufende Firste den Versatz kompaktiert hat. Die berechneten Zahlenwerte bestätigen genau diese Annahme. Die Permeabilität erreicht für den Fall der Materialkennwerte der Lokation Asse in der Kontaktzone Versatz/Gebirge bereits nach $t = 100 \text{ a}$ den Wert $K = 10^{-20} \text{ m}^2$, während dieser Zahlenwert selbst nach $t = 1000 \text{ a}$ für den Fall der Materialkennwerte der Lokation Sondershausen nicht erreicht wird. Er liegt dann bei $K = 10^{-18} \text{ m}^2$;
- die Kriecheigenschaften des Gebirges den Versatzkörper genauso stark beeinflussen wie die Kontaktzonen. Aufgrund der deutlichen Unterschiede in den Kriecheigenschaften bei-

der Lokationen unterscheiden sich ebenso signifikant auch die berechneten Permeabilitäten im Versatzkörper. Nach $t = 250$ a erreicht der Versatz für den Fall der Materialkennwerte der Lokation Asse hypothetisch bereits eine Permeabilität von $K = 10^{-17} \text{ m}^2$ und damit annähernd die Leistungsfähigkeit des Dammbauwerks. Selbst nach $t = 1000$ a weist der Versatzkörper für die Berechnung mit den Materialkennwerten der Lokation Sondershausen noch eine Permeabilität von $K = 10^{-16} \text{ m}^2$ auf und erreicht damit noch nicht die geringe Permeabilität des Dichtelementes. Gleiches zeigt sich bei der Porosität: Während der Versatz in der Berechnung für die Materialkennwerte der Lokation Asse auf eine Porosität von etwa $n = 0,3\%$ kompaktiert wird, weist der Versatzkörper in der Berechnung mit den Materialkennwerten der Lokation Sondershausen noch eine Porosität von $n = 6\%$ auf.

Im Falle der fiktiven Berechnungen für die Materialkennwerte der Lokation Asse konnte gezeigt werden, dass für die Barriere „Dammbauwerk“ eine Mindeststandzeit von $t = 250 - 500$ a eingeplant werden muss, bis sich der Versatz durch Kompaktion aufgrund der Hohlraumkonvergenz als ebenso leistungsfähig erweist und ebenso günstige Eigenschaften hinsichtlich Permeabilität und Porosität aufweist wie das Dammbauwerk. Im Fall der Materialkennwerte der Lokation Sondershausen muss der Damm in der Größenordnung $t = 1000$ a und mehr seine Eigenschaften als technische Barriere bewahren.

Die Berechnungen haben auch gezeigt, dass die betrachtete Kontaktzone Versatz/Gebirge maßgebend für den Langzeitsicherheitsnachweis ist. Bis das Gebirge auf den Versatz aufläuft, vergrößern sich dort die dilatanten und geschädigten Zonen. Da angenommen wird, dass es eine obere Grenze für die Schädigung gibt, bei der der Rissrückbildungs- und Verheilungsprozess im Steinsalz noch stattfindet, ist die Schädigungsentwicklung in den Konturbereichen über dem Versatz zu bewerten. Als erste Abschätzung sollte dieser Grenzwert in einem Bereich $D < 0,05 - 0,1$ festgelegt werden, da die von *Düsterloh* (2003, 2004, 2005) durchgeführten Kurz- und Langzeitversuche nie Schädigungen in dieser Größenordnung überschritten haben und unter Laborbedingungen an Prüfkörpern in diesen Fällen eine Risssschließung beobachtet werden konnte. Viele Versuche wurden aus Zeitgründen nicht bis in die eigentliche Verheilungsphase hinein gefahren. Unter diesem Aspekt ist die Asse-Berechnung bezüglich der Plausibilität der Ergebnisse mit Vorsicht zu bewerten, weil hier die Schädigung im Bereich der Kontaktzone Versatz/Gebirge Zahlenwerte von $D \approx 0,12$ erreicht. In der offenen Strecke hat sich zum Zeitpunkt $t = 11253$ d, also einen Tag nach Dammeinbau, durch die Betriebsphase eine Schädigung an der Kontur in der Größenordnung von $D = 0,08$ entwickelt. Zum Zeitpunkt $t = 5$ a nach Dammeinbau (13078 d) kann aus der Ergebnisdarstellung bereits

ein Zahlenwert von $D = 0,09$ abgelesen werden, 25 a nach Dammeinbau ist die Schädigung bereits auf $D = 0,157$ gestiegen. Zwischen $t = 25$ a nach Dammeinbau und $t = 100$ a nach Dammeinbau kommt es durch das auf den Versatz auflaufende Gebirge zu einer Belastungsumkehr und damit zu einer raschen Risschließung.

Es sind im Wesentlichen zwei Maßnahmen zu diskutieren:

1. Eine Beraubung der Kontur vor Einbau des Versatzes kann sinnvoll sein. Die Schädigung kann zumindest um das Maß der in der Betriebsphase der Strecke entstandenen Schädigung reduziert werden. Im Berechnungsbeispiel mit den Materialkennwerten der Lokation Asse entspricht eine Konturberaubung nach der Betriebsphase einer Schädigungsreduktion von $\Delta D = 0,08$. Ausgehend von einem Schädigungsmaximum $D = 0,14 - 0,16$ in der Zeit nach Versatzeinbau während des Auflaufens der Firste auf den Versatz könnte mit dieser Maßnahme die Schädigung in dem Konturbereich Versatz/Gebirge auf etwa $D = 0,06 - 0,08$ gesenkt werden. Damit läge dort die berechnete Schädigung wieder in dem Bereich, für den im Laborversuch eine wirksame Risschließung beobachtet wurde. Als Orientierungsgröße für die Ausdehnung der geschädigten/dilatanten Zonen in das Gebirge hinein wurden die im Auftrag des *AkEnd* (2002) durchgeführten Berechnungen herangezogen. Bei der in dem *AkEnd*-Bericht zugrunde gelegten Strecke handelt es sich um eine Einlagerungsstrecke mit etwa 40 m^2 lichtigem Querschnitt, einer Breite von ca. $8,30 \text{ m}$ von Stoß zu Stoß und einer Firsthöhe von ca. $4,5 \text{ m}$. Die Strecke weist einen leicht elliptischen Querschnitt auf und verfügt über ausgerundete Ecken. Sie wird über einen angenommenen Einlagerungszeitraum von $t = 50 \text{ a}$ offen gehalten. Bei Variation der Teufe z von $z = 500 \text{ m}$, $z = 700 \text{ m}$ und $z = 900 \text{ m}$ ergaben sich dilatante Zonen in der Ausdehnung von 1 m (Stoß) bis 2 m (Sohle) für die Teufenlage $z = 500 \text{ m}$ bzw. von 1 m (Stoß) bis $2,5 \text{ m}$ (Sohle) für die Teufenlage $z = 900 \text{ m}$. Zur Eingrenzung der Größe der dilatanten Zonen sollte vor einer abschließenden Beurteilung die geomechanische Situation genau erfasst werden. Vor dem Hintergrund der im Rahmen des *AkEnd* (2002) ermittelten Größen der Auflockerungszonen muss geprüft werden, ob die bei großen Strecken entstehenden geschädigten/dilatanten Bereiche durch eine Konturbereinigung überhaupt wirksam entfernt werden können bzw. ob eine Verheilung überhaupt noch möglich ist. Dieser Sachverhalt muss im Langzeitsicherheitsnachweis berücksichtigt werden.
2. Der Versatzkörper muss über eine gewisse Feuchte verfügen bzw. feucht eingebracht werden. Durch die Anwesenheit von selbst kleinen Mengen Lauge werden Rekristallisation und Kristallneubildung an den geöffneten Rissufern beschleunigt bzw. mindes-

tens ermöglicht. Der Effekt ist als Feuchtekriechen bekannt und wurde von *Hunsche und Schulze (1994, 1993)* beschrieben. Im Experiment wurde beobachtet, dass oberhalb der Dilatanzgrenze unter der Zunahme der Mikrorisse und des Volumens das Feuchtekriechen einsetzt. Aufgrund der durch Auflockerungen entstandenen Wegsamkeiten entlang der Korngrenzen diffundiert Feuchtigkeit in diese Porenräume. Diese Feuchtigkeit lagert sich an den Rissufern an und bewirkt durch Rekristallisationsprozesse unter der einwirkenden Druckbeanspruchung eine Gefügeum- und -neubildung, wodurch sich die lokalen Spannungskonzentrationen auf der Mikroebene im Gefüge durch Erholungsvorgänge abbauen. Es sind bereits Laugenkonzentrationen in der Größenordnung von 0,1 Gew.% ausreichend, um den Prozess des Feuchtekriechens in Gang zu setzen. Diese Konzentrationen kommen üblicherweise im Steinsalz vor. Da an der Streckenkontur der Manteldruck durch den ungünstigen, nahezu einaxialen Beanspruchungszustand sehr klein ist, werden die Porenräume nicht zugeedrückt, so dass der Prozess fortschreiten kann. Der Vorgang tritt nach *Hunsche und Schulze (1994, 1993)* an Hohlraumrändern auf. Wird zusätzlich der Versatz mit einem gewissen Feuchtegehalt eingebaut, ist davon auszugehen, dass das Feuchtekriechen aktiviert wird. Erst beim Auflaufen des Gebirges auf den Versatzkörper entsteht allmählich ein Stützdruck, der zu einem mehraxialen Spannungszustand an der Kontur führt. Mit stetig auflaufendem Gebirge wird der Prozess des Feuchtekriechens also immer mehr abnehmen und schließlich ganz zum Stillstand kommen. Dann ist davon auszugehen, dass die Schädigung und Dilatanz wieder auf Größenordnungen zurückgegangen sind, in denen eine Risschließung und Rissverheilung auch im Laborversuch nachgewiesen werden kann. Somit wäre das Feuchtekriechen als Startprozess für die Risschließung und Verheilung im direkten Konturnahbereich als wichtig anzusehen, um bruchhafte Schädigungen mit Mikrorissen wieder verheilen zu können. Durch den feuchten Einbau des Versatzes können die benötigten Ausgangsbedingungen dafür geschaffen werden.

Eine weitere Einschränkung bezüglich der Plausibilität der erhaltenen Berechnungsergebnisse ist bei der beobachteten Permeabilität im Versatzkörper bei Ansatz der Materialkennwerte der Lokation Asse zu machen: Im Versatz wird nach $t = 1000$ a bereits die Primärpermeabilität von $K = 10^{-22} \text{ m}^2$ wieder erreicht, obwohl in der Kontaktzone durch die aktive Verheilungsphase noch eine (geringe) Dilatanz verblieben ist dort eine Permeabilität von $K = 10^{-21} \text{ m}^2$ berechnet worden ist. Eine vollständige Rückbildung der Permeabilität des Versatzes auf die

Primärpermeabilität des Unverritzten erscheint daher nicht plausibel, da der Verheilungsprozess in der angrenzenden Kontaktzone Versatz/Gebirge noch nicht abgeschlossen ist und dort die Sekundärpermeabilität noch nicht das Niveau der Primärpermeabilität erreicht hat. Bei einer (rechnerischen) Restporosität von etwa $0,006 (= 0,6 \%)$ im Versatzkörper nach $t = 1000 \text{ a}$, die deutlich größer ist als die Dilatanz von $\varepsilon_{\text{vol}} < 0,0007$, bei der die Verheilungsphase beginnt, ist auch noch von (vernetzten) Wegsamkeiten auszugehen, die die Permeabilität im Versatzkörper herabsetzen könnten. Daher sollte bei einer verbliebenen Restporosität im Versatz von $0,006 (= 0,6 \%)$ auch von vernetzten Wegsamkeiten ausgegangen werden und damit von einer höheren Permeabilität als der berechneten. Die verwendete Poro-Perm-Beziehung der *GRS (1999)* sollte auf ihre Eignung bei sehr kleinen Porositäten geprüft werden.

Für beide durchgeführte Simulationen gilt unabhängig voneinander: Im Dammbauwerk, insbesondere im Bentonitmauerwerk, treten hohe Effektivspannungen auf. Durch das Auflaufen des Gebirges und die v.a. für den Fall der Materialkennwerte der Lokation Asse beobachteten großen Firstsetzungen kommt es unweigerlich zu Zerstörungen des Dammbauwerks am freien Rand. Diese Abschalungen/Abplatzungen können aus mehreren Gründen nicht quantifiziert werden:

- Es fehlt ein geeignetes Stoffmodell zur Berücksichtigung der Schädigung im Dammbauwerk und damit zur Quantifizierung der Größe der geschädigten Bereiche und der Schädigung selbst.
- Die Annahme des elastisch-plastischen Stoffmodells von *Mohr-Coulomb* entspricht bezüglich der Deformation des Dammbauwerks nicht der Realität. Es müsste eine viskoplastische Deformation mit Berücksichtigung der Schädigung des Dammbauwerks unterstellt werden. Hierfür fehlen aber geeignete Stoffmodelle und Materialparameter.
- Für die Dimensionierung des Dammbauwerks aus Bentonit muss ein Stoffmodell angewendet werden, welches das Quellen berücksichtigt. Es muss zu jedem Zeitpunkt sichergestellt werden, dass der quellende Bentonitkörper keine Quelldrücke verursacht, die zu Zugspannungen im umliegenden Gebirge führen können mit der Folge einer Ausbildung von radial verlaufenden Rissen, die damit zur Bildung von neuen Wegsamkeiten beitragen können.

Ohne weiteren Nachweis der Standsicherheit/Gebrauchstauglichkeit wird vorgeschlagen, zur Stützung des Dichtelementes auf der Seite der offenen Strecke einen Versatzkörper aus Salzgrus/Schotter einzubringen. Der stützende Versatzkörper

- darf nicht rechnerisch beim Nachweis der technischen Barriere „Dammbauwerk“ berücksichtigt werden,
- sollte mindestens die Länge des Dichtelementes aufweisen und mit einer Böschung im Winkel von 30° - 45° in die offene Strecke auslaufen,
- dient in erster Linie der Konturstützung und Sicherung des Dichtelements und muss konstruktiv so beschaffen sein, dass er im Falle einer Flutung nicht ausgewaschen oder hinter- bzw. unterspült werden kann.

Der direkte Vergleich der beiden Berechnungen mit Materialkennwerten der Lokationen Sondershausen und Asse zeigt, dass die technische Barriere Dammbauwerk bei gering kriechfähigem Salz sehr lange ihre volle Funktion bewahren muss. Darüber hinaus ist eventuell die Funktionsweise der technischen Barrieren durch geeignete Monitoring-Maßnahmen zu überprüfen, was wiederum zusätzlich Schwierigkeiten verursachen kann. Die offensichtlich größeren Werte in Maß und Zahl für Schädigung und Dilatanz bei der Berechnung mit dem kriechfähigeren Asse-Steinsalz, welches allerdings eine geringere Festigkeit aufweist als das Steinsalz der Lokation Sondershausen, führen nicht zwingend zu einem Ausschluss der möglichen Eignung von Steinsalzlokalationen mit ähnlichen Materialeigenschaften. Durch konstruktive Maßnahmen wie

- Bereinigung der Kontur vor Versatzeinbau,
- Einbau des Versatzes mit einer definierten Feuchte,
- Sicherung der Lage und Gebrauchstauglichkeit des Dichtungselements durch Verstärkungen gegen Abschalungen durch Einbau vorgeschalteter Verfüllkörper

ist grundsätzlich eine Eignung auch derartiger Steinsalzlokalationen möglich.

Ein mögliches Ausschlusskriterium könnten neben unzulässig hohen Werten für die Schädigung und Dilatanz die Kriecheigenschaften des Steinsalzes selbst sein. Aus der Berechnung geht deutlich die Tendenz hervor, dass wenig kriechfähige Steinsalze den für den Abschluss eines Endlagers eingebrachten Versatzkörper über einen zu langen Zeitraum nicht kompaktieren können, so dass die technische Barriere Dammbauwerk entsprechend lange ihre Funktion bewahren müsste.

10.7 Berechnung der Durchströmung durch das Abdichtungsbauwerk

Um eine Aussage über den Fortschritt der Verheilung und der Rückbildung der Permeabilität im Versatz durch Kompaktion zu treffen, ist die Kenntnis des Volumenstroms von Salzlösung (Lauge) durch die geotechnischen Barrieren im Falle einer Flutung der Grube von großer Bedeutung.

10.7.1 Grundlagen zur Berechnung der Durchströmung und notwendige Annahmen

Zur Berechnung der Durchströmung des Barrierensystems werden mehrere Annahmen getroffen:

- Um den Volumenstrom \dot{Q} zu berechnen, wird davon ausgegangen, dass bis zur jeweiligen Flutung die Grube trocken geblieben ist. Es wird daher keine mechanisch-hydraulische Kopplung berücksichtigt. Die Berechnung des Laugenstroms ist daher nur eine „Momentaufnahme“ zum entsprechenden Zeitpunkt t , der anzeigt, wie viel Lauge pro Zeiteinheit durch das Barrierensystem hindurchfließt. Weitere Effekte wie z.B. der Porenwasserdruck im Poren- bzw. Rissystem werden in dieser ersten Abschätzung nicht berücksichtigt.
- Vereinfachend wird angenommen, dass das Bentonitdichtelement trocken wie durchfeuchtet (aufgesättigt) seine Durchlässigkeit nicht ändert. Da sich damit trotz der (mindestens teilweisen) Aufsättigung des Bentonitdichtelements seine Permeabilität nicht verringern sollte, wird die berechnete Durchflussmenge nicht unterschätzt. Trotz der Anzahl durchgeführter Versuche zur Aufsättigung von Bentoniten und der Ableitung eines Prognosemodells ist es schwierig, die Aufsättigung des Bentonitdichtelements mit einfachen Mitteln zu prognostizieren, *Wilsnack (2004)*. Daher wird vereinfachend angenommen, dass der Bentonitpfropfen nach Salzlösungszutritt vollgesättigt ist und einen k_f -Wert von $k_f = 2 \cdot 10^{-11}$ m/s aufweist. Es wird der Volumenstrom durch das Dichtelement aus Bentonit, durch das Salzbrikett-Widerlager, durch die Kontaktzone und durch den Versatz ermittelt.

In *Xie (2002)* wurden Ergebnisse von *Wittke, Kiehl (1994)* vorgestellt, die die Quellzeit von hochverdichteten Bentoniten behandeln. Darin wurde ein formelmäßiger Zusammenhang zwischen Probenvolumen und der Quellzeit aufgestellt, in der sich der maximale Quelldruck einer Probe aus hochverdichtetem Bentonit einstellt:

$$t_q = 0,41 \cdot V^{0,65} \quad (10.5)$$

mit

t_q Quellzeit, in der der maximale Quelldruck erreicht wird, d

V Volumen der Probe, cm^3

Wird vereinfachend das Bentonitdichtelement des Dammbauwerks als kreiszylindrischer Körper von 10 m Länge und 3 m Durchmesser angenommen, berechnet sich die Quellzeit für das Dichtelement mit dem Volumen von $V = 70,65 \text{ m}^3$ aus der Formel zu $t_q = 51844 \text{ d} = 142,04 \text{ a}$. Unter der Annahme, dass während der Aufsättigung das Dichtelement undurchlässig ist, würde Fluid nur durch die Kontaktzone zwischen Dammbauwerk und Gebirge strömen. Eine numerische Berechnung ergab, dass unmittelbar nach Dammeinbau (Lastfall LF17, 1d nach Dammeinbau) ein Volumenstrom von $\dot{Q} = 0,62 \cdot 10^{-05} \text{ m}^3/\text{d}$, d. h. $6,2 \text{ ml/d}$ durch die Kontaktzone fließen würde. Da der Aufsättigungsprozess von Bentonit jedoch schwierig zu prognostizieren ist, wird für die Berechnungen angenommen, dass die Aufsättigung instantan erfolgt und dem Dichtelement wird der Durchlässigkeitsbeiwert von $k_f = 2 \cdot 10^{-11} \text{ m/s}$ zugeordnet. Somit wird das Dichtelement unmittelbar nach seinem Einbau durchströmt und die ermittelte Durchflussmenge durch das Barrierensystem wird leicht überschätzt, d.h. die Berechnungsergebnisse liegen auf der sicheren Seite.

Da für die berechneten Durchflussmengen keine mechanisch-hydraulische Kopplung zu Grunde gelegt wurde, können die mechanischen und hydraulischen Effekte durch den Porenwasserdruck im Rissystem in der Kontaktzone nach Flutung nicht berücksichtigt werden. Vielmehr dienen die ermittelten Salzlösungsmengen nur als zahlenmäßige Angabe, um eine Abschätzung über die Leistungsfähigkeit des Barrierensystems zum aktuellen betrachteten Zeitpunkt t zu erhalten.

Erst unter Anwendung der mechanisch-hydraulischen Kopplung ist eine Aussage über den Einfluss der in die geöffneten Risse eingedrungenen Lauge in Bezug auf die Verheilung und die damit verbundene Rückbildung der Permeabilität möglich. Aus Gründen der Rechenzeit wird die gekoppelte Berechnung nur für den konservativsten Fall „Laugendruck unmittelbar nach Dammeinbau“ vorgenommen.

Die Dichte der Lauge beträgt $\rho = 1,2 \text{ kg/l}$. Die Teufe des Dammbauwerks wird mit $z = 684 \text{ m}$ festgelegt. Es ergibt sich also ein Laugendruck auf den Damm von $p \approx 8,2 \text{ MPa}$. Die Flutung erfolgt instantan in einem Schritt und nicht kontinuierlich mit einem sich langsam aufbauenden Laugendruck. Am äußeren Rand des Versatzes verlässt die durch die Barrierenkombination fließende Flüssigkeit das Abdichtungssystem. Die Wahl des Schnittes zur Ermittlung der

Durchflussmenge ist daher beliebig. Für die Auswertung wurde ein Schnitt durch das System im Versatzkörper gewählt. Bild 10.46 zeigt seine Lage.

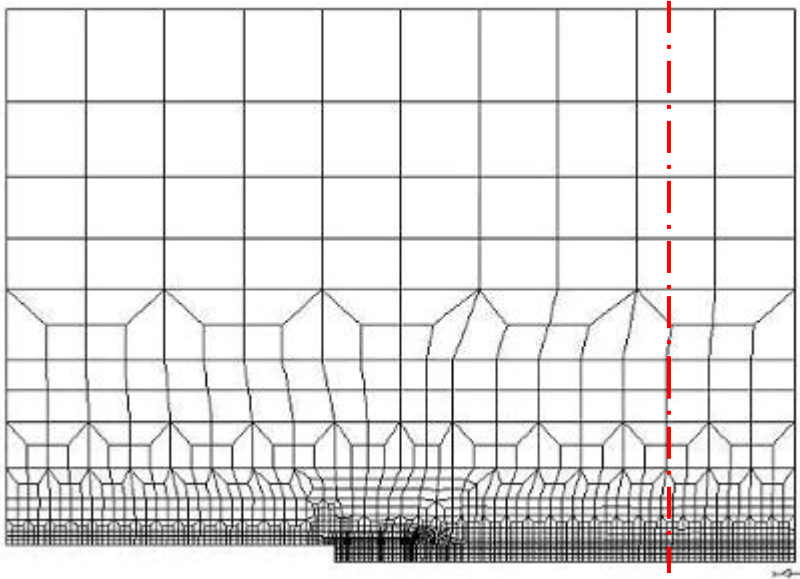


Bild 10.46: Schnittführung durch den Versatz und durch das Gebirge zur Bestimmung der Durchflussrate

Es wird das Strömungsmodell von *Darcy* für den stationären Einphasenfluss angewendet. Für die numerischen Berechnungen wird das von *Xie (2002)* entwickelte Nachlaufprogramm *m3strom.exe* angewendet. Mit Hilfe von analytischen Lösungen kann eine Vorabschätzung der Durchflussrate ermittelt werden, die dann mit dem Ergebnis von *m3strom.exe* verglichen werden kann.

Die Permeabilität mehrerer in Reihe geschalteter Barrieren errechnet sich aus der Formel:

$$k_f = \frac{l_1 + l_2}{\frac{l_1}{k_{f1}} + \frac{l_2}{k_{f2}}} \quad (10.6)$$

mit

k_f	Durchlässigkeitswert, m/s
l_1, l_2	Länge der ersten bzw. der zweiten Barriere, m
k_{f1}, k_{f2}	Durchlässigkeitswert der ersten bzw. zweiten Barriere, m/s

Der Durchlässigkeitsbeiwert k_f wird in die folgende Formel eingesetzt, um die Filterschwindigkeit zu ermitteln.

$$v = k_f i \quad (10.7)$$

mit

v	Geschwindigkeit am Ende der Barriere, m/s
i	hydraulisches Potential, -

Aus der Filtergeschwindigkeit ergibt sich der Volumenstrom mit:

$$Q = v \cdot A \quad (10.8)$$

mit

Q	Durchflussrate, m ³ /s
v	Filtergeschwindigkeit, m/s
A	Querschnittsfläche des Abdichtungsbauwerks, m ²

Mit einer Auflockerungszone von $d = 25$ cm rund um den Damm mit etwa der gleichen Permeabilität wie das Dichtelement aus Bentonit ergibt sich eine durchströmte Fläche $A = 9,62$ m². Die gemittelte Durchlässigkeit k_f für das Barrierensystem kann nach Gl. (10.6) berechnet werden und beträgt näherungsweise $k_f = 8,75 \cdot 10^{-11}$ m/s. Die Barrierenlänge beträgt 44 m, d. h. aus dem 10 m langen Bentonitdichtelement mit $k_f = 2 \cdot 10^{-11}$ m/s, dem 3 m langen Salzbrikettwiderlager mit $k_f = 1 \cdot 10^{-09}$ m/s und dem 31 m langen Salzgrusversatz mit $k_f = 3 \cdot 10^{-05}$ m/s, wobei der letzte Zahlenwert unmittelbar nach dem Dammeinbau gilt. Mit Hilfe dieser Angaben ergibt sich für die Potentialhöhe ein Zahlenwert von $i = 18,18$ und eingesetzt in Gl. (10.6) eine Durchflussrate von $\dot{Q} = 1,53 \cdot 10^{-08}$ m³/s, d. h. 1,32 l/d. Dieser Wert beschreibt die Durchflussrate nach Beaufschlagung des Barrierensystems mit einem Laugendruck von $p = 8,2$ MPa unmittelbar nach Dammeinbau. Mit Hilfe des Programms *m3strom.exe* wird für die gleiche Situation ein Zahlenwert von $\dot{Q} = 1,96$ l/d erhalten. Die Unterschiede zwischen der numerischen Lösung mit *m3strom.exe* und der analytischen Lösung lassen sich durch folgende Überlegungen erklären:

- Genaue Erfassung der Kontur des Dammbauwerks mit den Schlitzen und der Form des Salzbrikettwiderlagers durch die numerische Berechnung mit *MISES3* und *m3strom.exe* als Nachlaufprogramm.
- Genaue Erfassung der knotenweise berechneten Permeabilitäten und damit genaue Berücksichtigung vor allem der Auflockerungszone zwischen Dammbauwerk und Gebirge durch die numerische Berechnung mit *MISES3* und *m3strom.exe* als Nachlaufprogramm.

Insgesamt ist die Übereinstimmung der analytischen mit der numerischen Lösung als gut zu bezeichnen. Die analytische Lösung wurde von *Tedeeva (2005)* mit dem Programm *UTD_FLUT* bestätigt, welches derzeit am Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik weiterentwickelt wird.

10.7.2 Berechnung der Durchströmung und Interpretation

Mit den zuvor durchgeführten Berechnungen für die Materialkennwerte der Lokationen Sondershausen und Asse werden die Durchflussraten \dot{Q} durch das Barrierensystem und die aufgelockerte Konturzone zu ausgewählten Zeitpunkten ermittelt. Tabelle 10.13 zeigt den Vergleich der berechneten Durchflussmengen für beide Lokationen.

<i>Lastfall, Zeitpunkt nach Dammeinbau</i>	<i>Lokation Sondershausen Durchflussrate, l/d</i>	<i>Lokation Asse Durchflussrate, l/d</i>
LF 17, 1d	1,9594	2,7547
LF 21, 500 d	1,95962	2,2885
LF 22, 5 a	1,95980	2,002651
LF 24, 25 a	1,95900	1,975814
LF 26, 100 a	1,95922	1,977743
LF 28, 250 a	1,95997	1,700695
LF 29, 500 a	1,96527	0,03454857
LF 30, 1000 a	1,90689	0,000006657

Tabelle 10.13: Tabellarische Zusammenfassung der Durchflussraten

Mit dem Programm *MISES3* wurde zuvor unter Übernahme der jeweils zu den ausgewählten Zeitpunkten berechneten Permeabilitäten ein stationäres Potentialfeld berechnet. Die Permeabilitäten des Bentonitdichtelements und des Salzgruswiderlagers bleiben über die Berechnungszeit konstant, die Permeabilität des Versatzkörpers ist dagegen je nach Kompaktionsgrad mit der Zeit veränderlich und wird numerisch mit Hilfe des implementierten PoroPerm-Ansatzes für Salzgrus von der *GRS (1999)* ermittelt.

Ergebnisbewertung Sondershausen:

Die Durchflussrate durch das Barrierensystem bleibt mit $\dot{Q} \approx 1,96$ l/d bis zum Zeitpunkt $t = 250$ a relativ konstant und nimmt marginal zum Zeitpunkt $t = 500$ a zu auf $\dot{Q} = 1,965$ l/d. Erst zum Zeitpunkt $t = 1000$ a reduziert sich die Durchflussmenge leicht auf $\dot{Q} = 1,9$ l/d. Diese Ergebnisse sind auch in Übereinstimmung mit den Darstellungen zur Entwicklung der Permeabilität. Selbst zum Zeitpunkt $t = 1000$ a hat der Versatz noch nicht die Permeabilität des Bentonitdichtelements und des Salzbrikettwiderlagers erreicht. Allerdings reduziert sich durch den Kompaktionsprozess, der zum Zeitpunkt $t = 1000$ a zu beobachten war, die aufgelockerte Konturzone, so dass der Rückgang der Durchflussrate durch diesen Effekt zu erklären ist. Aufgrund des geringen Kriechens verändern sich die Konturzonen bis zum Zeitpunkt $t = 100$ a und z.T. sogar darüber hinaus kaum, so dass die Durchflussmengen relativ konstant bleiben.

Ergebnisbewertung Asse:

Die Durchflussrate durch das Barrierensystem bleibt nur bis zum Zeitpunkt $t = 100$ a nach Dammeinbau mit einem Wert von etwa $\dot{Q} = 1,98$ l/d relativ konstant. Aufgrund der ausgeprägten Kriecheigenschaften des Steinsalzgebirges kommt es bereits nach $t = 5$ a nach Dammeinbau (LF22) zu einem Rückgang der Durchflussrate auf den Wert $\dot{Q} = 2,0$ l/d. Der Trend ist aber bereits abzulesen: durch das auflaufende Gebirge wird schnell ein Stützdruck auf den Versatzkörper und auf das Dammbauwerk aufgebaut, so dass innerhalb der ersten 25 Jahre nach Dammeinbau bereits ein deutlicher Rückgang der Durchflussrate zu verzeichnen ist. Anders jedoch als bei der Lokation Sondershausen nimmt dann mit zunehmender Zeit die ermittelte Durchflussrate sehr deutlich aufgrund fortschreitender Kompaktionsprozesse des Versatzkörpers ab.

Grafischer Vergleich der Ergebnisse und Fazit:

Bild 10.47 zeigt deutlich, dass die Durchflussraten für das Barrierensystem bei Ansatz der Materialkennwerte der Lokation Asse aufgrund der ausgeprägten Kriecheigenschaften des Gebirges stark rückläufig sind. Trotz der augenscheinlich geringeren Durchflussraten durch die Barrieren bei Ansatz der Materialkennwerte der Lokation Sondershausen in der Anfangszeit wirkt sich das geringe Kriechvermögen dieser Steinsalzfazies negativ auf die langzeitige Betrachtung des Barrierensystems aus. Die technische Barriere Dammbauwerk müsste über einen sehr viel längeren Zeitraum funktionsfähig bleiben. Nach *Busch (1990)* sollten Dammbauwerke so dimensioniert werden, dass nach dem Ende ihrer Lebensdauer andere geotechnische Barrieren (hier: Versatzkörper) die Abdichtfunktion übernehmen. Die maximale Funktionsdauer wird auf etwa $t = 500$ a festgesetzt. Im Fall der Materialkennwerte der Lokation Sondershausen ist nach $t = 500$ a (182500 d) noch keine ausreichende Kompaktion des Versatzkörpers eingetreten, so dass das Dammbauwerk seine Funktion verlieren und der Versatzkörper die zentrale Abdichtungsfunktion übernehmen könnte.

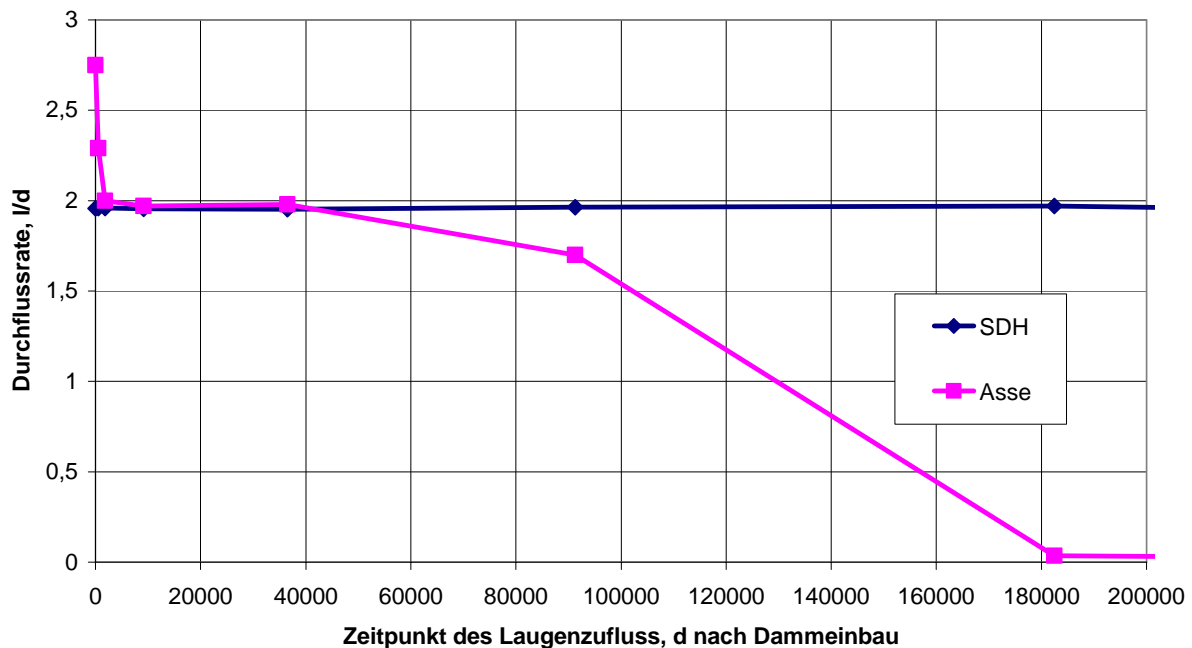


Bild 10.47: Gegenüberstellung der Durchflussraten (l/d) für Steinsalz-Materialkennwerte der Lokationen Asse und Sondershausen (SDH)

Diese Ergebnisse gelten für die Annahme, dass der Bentonitkörper des Dammbauwerks voll-gesättigt ist und über eine Permeabilität von $k_f = 2 \cdot 10^{-11}$ m/s verfügt. Unter dieser Annahme fließt Lauge sowohl durch die Konturzone wie auch durch das Dammbauwerk. Wird ange-nommen, dass während der Aufsättigung keine Salzlösung durch den Bentonitkörper hindurch fließen kann, dürfte der Durchfluss nur über die aufgelockerten Zonen in Form einer Umläu-figkeit des Barrierenbauwerks erfolgen. Nachdem das Abdichtungselement Bentonitkörper vollständig aufgesättigt worden ist, müsste sich die für die Berechnung angesetzte Permeabili-tät von $k_f = 2 \cdot 10^{-11}$ m/s wieder einstellen. Dieser Zustand ist näherungsweise nach der von Wittke, Kiehl (1994) aufgestellten Formel Gl. (10.5) nach einer Zeit von $t_q = 142$ a erreicht, Xie (2002). Wenn die hydraulisch-mechanische Kopplung unberücksichtigt bleibt, werden die Durchflussraten durch das Barrierensystem nicht korrekt wiedergegeben, weil der Einfluss des Laugendurchflusses durch die aufgelockerte Konturzone unberücksichtigt bleibt. Nähe-rungsweise darf aber unterstellt werden, dass die Durchströmung durch die Auflockerungszo-ne an der Kontur nicht größer wird, sondern noch zusätzlich durch den Quelldruck des auf-uellenden Bentonitkörpers verringert wird. Zusätzlich zum Durchfluss durch die durchström-te Auflockerungszone kommt ein Durchfluss durch das Barrierenbauwerk nach der Quellzeit von $t_q = 142$ a hinzu und dürfte dann annähernd die ermittelten Werte annehmen. Außerdem wird angenommen, dass sich das Dichtelement sowie der Versatz an die Streckenkantur form-

schlüssig anschließen und es nicht zu lokalen Fließwegen im Bereich der Materialübergänge vor allem an der Firste kommt (Firstspalt). Derartige potentielle Fließwege können im Rahmen dieser Berechnungen, die nur orientierenden Charakter haben, nicht simuliert werden. Sie müssen mit konstruktiven Maßnahmen (z. B. Injektionen) ausgeschlossen werden. Der Nachweis hierzu ist dann gesondert zu führen.

10.8 Berechnung der Durchströmung des Barrierensystems nach Dammeinbau mit mechanisch-hydraulischer Kopplung

Im Gegensatz zu den bereits vorgestellten Berechnungsergebnissen wird in dem nachfolgend vorgestellten Berechnungslauf nach der Flutung der offenen Strecke links des Dammbauwerks eine mechanisch-hydraulisch gekoppelte Berechnung durchgeführt. Vereinfachend dargestellt handelt es sich bei der mechanisch-hydraulischen Kopplung um die Berücksichtigung von hydrostatischen und hydrodynamischen Kräften auf das Tragwerk und eines Porenwasserdrucks auf das Gesteinsgefüge. Damit verbunden verändern sich die hydraulischen Zustandsgrößen (Durchlässigkeitsbeiwert k , Biot-Koeffizient α , Porenwasserdruck p) aufgrund der mechanischen Beanspruchung sowie die mechanischen Zustandsgrößen (Spannungszustand σ , Schädigung D , Dilatanz ε_{vol}) aufgrund der hydraulischen Beanspruchung.

Die mechanisch-hydraulische Kopplung bedingt die gegenseitige Beeinflussung der mechanischen und der hydraulischen Zustandsgrößen. Für die Verheilung kann diese Wechselwirkung einen Einfluss haben. Es ist nicht ausgeschlossen, dass aufgrund der Durchströmung der Wegsamkeiten (Porenräume) nach einer Salzlösungsflutung die Änderung der mechanischen Größen aufgrund des hydraulischen Ereignisses „Flutung“ zu einem ungünstigeren Spannungszustand in der geschädigten Kontur führt und damit dem Verheilungsprozess entgegenwirkt wird. Gleichzeitig bedingt eine Verlangsamung der Verheilung natürlich auch eine Verschlechterung der hydraulischen Eigenschaften in der aufgelockerten Konturzone über eine längere Zeit.

10.8.1 Berechnungsgrundlagen und Ergebnisse

In *Hou (2002)* werden zwei Biot-Koeffizienten unterschieden, zum einen der elastische Biot-Koeffizient α^e und zum anderen der inelastische Biot-Koeffizient α^{ie} . Diese Unterscheidung beruht auf der Annahme, dass die Strömungsgleichung, die die geomechanischen Einwirkun-

gen bei der Durchströmung mit Fluiden beschreibt, einen Anteil aufweist, der die elastischen Verzerrungen beschreibt und einen Anteil, der die inelastischen (viskoplastischen) Verzerrungen beschreibt. Es gilt Gl. (10.9) für die volumetrische Gesamtverzerrung:

$$\dot{\epsilon}_{\text{vol}} = \dot{\epsilon}_{\text{vol}}^e + \dot{\epsilon}_{\text{vol}}^{\text{ie}} \quad (10.9)$$

mit

$\dot{\epsilon}_{\text{vol}}$ Rate der volumetrischen Verzerrungen, -

$\dot{\epsilon}_{\text{vol}}^e$ Rate der elastischen volumetrischen Verzerrungen, -

$\dot{\epsilon}_{\text{vol}}^{\text{ie}}$ Rate der inelastischen volumetrischen Verzerrungen, -

Hou (2002) hat herausgearbeitet, dass der elastische Biot-Koeffizient α^e identisch mit der Schädigung D ist. Daher wird er unter Verwendung des FE-Programms *MISES3* automatisch ermittelt.

Der inelastische Biot-Koeffizient α^{ie} wird ebenfalls unter Zuhilfenahme der Schädigung D ermittelt. Die viskoplastische Steifigkeit von Steinsalz wird durch den Viskositätsmodul η_m charakterisiert. Je größer der Viskositätsmodul η_m ist, desto zäher und weniger kriechfähig ist ein Material. Wird jedoch in dem Material eine Gefügeschädigung induziert, so wird der Viskositätsmodul η_m kleiner und desto größer wird der Verlust der Steifigkeit. Der Viskositätsmodul η_m errechnet sich nach Gl. (10.10) und wird laborativ bestimmt:

$$\eta_m = \bar{\eta}_m^* \cdot \exp\left(m \cdot \frac{\sigma_v}{1-D}\right) \cdot \exp(l \cdot T) \quad (10.10)$$

mit

$\bar{\eta}_m^*$ Materialparameter, MPa·d

m Materialparameter, 1/MPa

σ_v Effektivspannung, MPa

D aktuelle Schädigung, -

l Temperaturabhängigkeitswert, -

T Temperatur, K

Über Gl. (10.11) wird ein formelmäßiger Zusammenhang zwischen dem inelastischen Biot-Koeffizienten α^{ie} und der Schädigung hergestellt:

$$\alpha^{\text{ie}} = 1 - (1 - \phi_{\text{eff},0}) \frac{\eta_m(D)}{\eta_m(D=0)} \quad (10.11)$$

mit

$\phi_{\text{eff},0}$ primäre Porosität, -

η_m Maxwell-Viskositätsmodul, MPa/d

Der inelastische Biot-Koeffizient α^{ie} ist gekoppelt über den Viskositätsmodul η_m , der bei der aktuellen Schädigung D einen anderen Wert annimmt als in ungeschädigtem Zustand mit $D = 0$. Werden die beiden Gleichungen Gl. (10.10) und Gl. (10.11) ineinander eingesetzt, wird Gl. (10.12) erhalten:

$$\alpha^{ie} = 1 - (1 - \phi_{eff,0}) \cdot \exp\left(m \cdot \sigma_v \frac{D}{1 - D}\right) \quad (10.12)$$

mit

$\phi_{eff,0}$ primäre Porosität, -

η_m Maxwell-Viskositätsmodul, MPa/d

m Materialparameter, 1/MPa

σ_v Effektivspannung, MPa

D aktuelle Schädigung, -

Die Gl. (10.12) offenbart noch eine physikalisch bedingte Unstimmigkeit. Da die sich bildende Gefügeschädigung nie den Zahlenwert $D = 1$ erreichen kann, gilt immer $\alpha^{ie} < 1$. Per Definition wird aber porösen Medien der Wert $\alpha = 1$ zugewiesen. In *Hou (2002)* wird daher ein Grenzwert für die Gefügeschädigung D_α eingeführt. Dieser laborativ zu ermittelnde Wert beschreibt den Grenzwert, an dem ein aufgelockertes Material als vollständig durchlässig im Sinne eines porösen Mediums angenommen wird. D_α wird für erste Berechnungen aus Mangel an laborativen Befunden mit $D_\alpha = 0,1$ abgeschätzt und im Berechnungsprogramm *MI-SES3* für die numerischen Simulationen eingesetzt. Dieser Grenzwert D_α wird für die Ermittlung von α^{ie} als Wert für eine Fallunterscheidung eingesetzt. α^{ie} wird nunmehr nach der folgenden Gl. (10.13) ermittelt:

$$\alpha^{ie} = 1 - (1 - \phi_{eff,0}) \cdot \exp\left(m \cdot \sigma_v \frac{D}{D_\alpha - D}\right), \quad (0 < D < D_\alpha) \quad (10.13)$$

und

$$\alpha^{ie} = 1 \quad (D \geq D_\alpha \text{ mit } D_\alpha = 0,1 \text{ als erste Abschätzung})$$

Im Weiteren wird nur noch α als Bezeichnung für den Biot-Koeffizienten verwendet und nicht mehr zwischen α^{ie} und α^e unterschieden, da in *Hou (2002)* bei der Betrachtung der Durchströmung der elastische Biot-Koeffizient mit der Schädigung D gleichgesetzt wurde.

Bei den gekoppelten Berechnungen werden die Spannungen in Form der effektiven Spannungen und nicht als Totspannungen berechnet. Dabei gilt die folgende Gl. (10.14):

$$\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} - \alpha \cdot p \cdot \delta_{ij} \quad (10.14)$$

mit

σ'	Effektive Spannung, MPa
σ	Totalspannung, MPa
α	Biot-Koeffizient, -
p	Porenwasserdruck, MPa
δ_{ij}	Kronecker-Delta (Einheitstensor)

Die totalen Spannungen können aus den effektiven Spannungen und dem Porenwasserdruck p zurückgerechnet werden.

Schlussfolgerungen der hydraulisch-mechanischen Kopplung:

- Die mechanischen Einwirkungen der Durchströmung einer Barriere mit Fluid hängen nicht nur vom Potentialgradienten p ab, sondern auch vom Biot-Koeffizienten α .
- Dem Biot-Koeffizient α wird so lange der Zahlenwert $\alpha = 0$ zugewiesen, wie das Gestein ungeschädigt ist. Mit einsetzender Schädigung werden der elastische Biot-Koeffizient und der inelastische Biot-Koeffizient berechnet. Der elastische Anteil entspricht dabei der Schädigung D selbst, der inelastische Biot-Koeffizient α^{ie} wird nach Gl. (10.6) unter Bezug auf die Schädigung D und die Vergleichsspannung σ_v ermittelt.
- Bei geringer Belastung nimmt der Biot-Koeffizient α auch nur langsam zu, weil ein Teil der Beanspruchung schädigungsfrei durch viskoplastische Deformationen in benachbarte Gebirgsbereiche umgelagert werden kann.
- Während die induzierte Gefügeschädigung D in aufgelockerten und trockenen Gebirgsbereichen verheilt werden kann, wird auch bei für die Verheilung günstigen Beanspruchungszuständen der Biot-Koeffizient α nicht zurückgebildet, wenn nach dem Absaufen ein Fluidruck anliegt.

Bei den hydraulisch-mechanisch gekoppelten Berechnungen wird der Biot-Koeffizient α den unterschiedlichen Materialien der geotechnischen Barriere wie folgt zugewiesen:

- Bei den Materialien, die mit dem Stoffmodell *Hou/Lux* berechnet werden, wird zu Beginn standardmäßig dem Biot-Koeffizienten der Wert $\alpha = 0$ zugewiesen. Im Fall des Dammbauwerks Sondershausen bedeutet diese Vorgabe, dass dem Biot-Koeffizienten für das

Dichtelement und für das Widerlager der Wert $\alpha = 0$ zugewiesen wird. Da aber diese Materialien ohne Schädigungsentwicklung berechnet werden, wird auch im Fortgang der Berechnung der Biot-Koeffizient $\alpha = 0$ bleiben. Das Salzgebirge wird ebenfalls mit dem Biot-Koeffizienten $\alpha = 0$ initialisiert, im Lauf der Berechnung tritt jedoch eine Schädigung auf, so dass für das Steinsalz der korrekte α -Wert ermittelt und im Flächenplot dargestellt wird.

- Bei den Materialien, die nicht mit dem Stoffmodell *Hou/Lux* berechnet werden, wird dem Biot-Koeffizienten der Zahlenwert $\alpha = 1$ zugewiesen. Diese Vorgabe ist für den Versatzkörper während der Kompaktion aufgrund seiner großen Porosität auch sinnvoll.

Die Initialisierung mit den vorstehenden Zahlenwerten von α wird also im Berechnungsmodell entsprechend den materialtechnischen Gegebenheiten vorgenommen.

Für die Berechnung wird der hydrostatische Druckanteil $p_{hs} = (1 - \alpha) \cdot p$ auf die Kontur und die Dammoberfläche aufgebracht. Je nach Lage des Konturbereich und vorgegebener Qualität des Steinsalzes (Lokation Sondershausen bzw. Lokation Asse) kann der Biot-Koeffizient α unterschiedlich große Zahlenwerte annehmen. Für die weiterführenden numerischen Simulationen wird der jeweils aktuelle Zahlenwert von α benötigt. Der Zahlenwert von α wird zum Zeitpunkt des Dammeinbaus aus der Berechnung heraus abgelesen und mit diesem Zahlenwert wird dann die hydrostatische Randbedingung ermittelt. Anschließend wird die hydraulisch-mechanisch gekoppelte Berechnung fortgesetzt.

10.8.2 Vergleich der Berechnungsergebnisse der mechanisch-hydraulisch gekoppelten Berechnung mit besonderer Berücksichtigung der Verheilung und der Durchströmung

Im Rahmen der mechanisch-hydraulischen Kopplung werden bei den Berechnungen für die Materialkennwerte der Lokationen Sondershausen und Asse die gleichen Kennwerte benutzt wie bei der nicht gekoppelten Berechnung. Auf eine erneute Darstellung der verwendeten Parameter wird daher an dieser Stelle verzichtet und auf die vorangegangenen Kapitel verwiesen. Der Biot-Koeffizient α wird in *Hou (2002)* in Abhängigkeit der Schädigung D ermittelt. Für die Materialkennwerte der Lokation Sondershausen ergibt sich aus der Berechnung bis zum Dammeinbau aufgrund der geringen Schädigung in den Konturzonen ein Zahlenwert für α von $\alpha = 0,3$. Bild 10.48 zeigt die Konturzone und den numerisch ermittelten Biot-Koeffizienten.

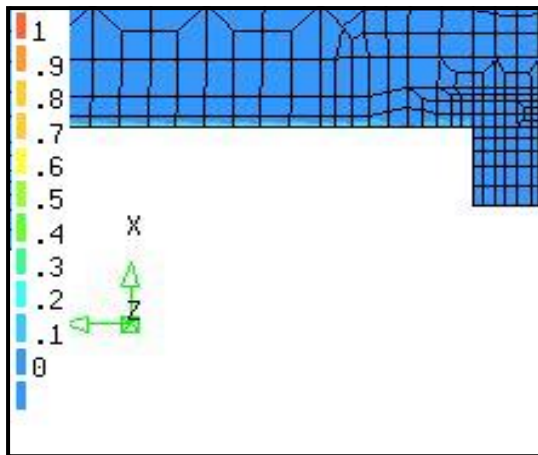


Bild 10.48: Darstellung von α in der Konturzone, Berechnung Materialkennwerte Sondershausen

Aufgrund der intensiveren Schädigung wurde für die Materialkennwerte der Lokation Asse ein Zahlenwert $\alpha = 1$ ermittelt. Bild 10.49 zeigt den entsprechenden Konturausschnitt:

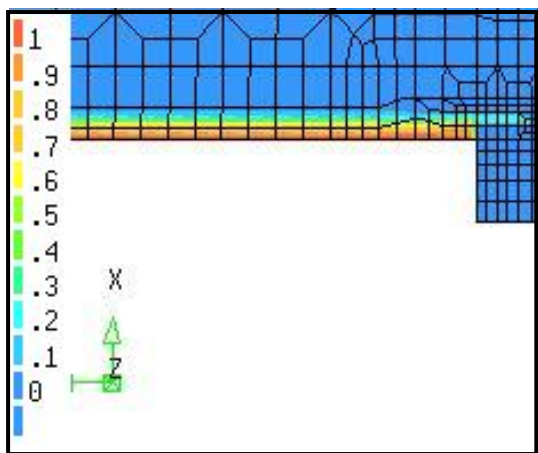


Bild 10.49: Darstellung von α in der Konturzone, Berechnung Materialkennwerte Asse

Entsprechend dem berechneten Biot-Koeffizienten von $\alpha = 0,3$ für die Materialkennwerte der Lokation Sondershausen muss ein hydrostatischer Lastanteil von $p_{hs} = (1 - \alpha) \cdot p = 5,76$ MPa berücksichtigt werden. Für die Materialkennwerte der Lokation Asse beträgt der hydrostatische Lastanteil $p_{hs} = 0$ MPa, da der gesamte Salzlösungsdruck als Porendruck wirksam ist.

Die Randbedingung für die Berechnung kann aus dem Lastfall LF18, 1 d nach Dammeinbau, gut abgelesen werden. Bild 10.50 zeigt die Effektivspannungsrandbedingung für die Berechnung mit den Materialkennwerten Sondershausen. Zu erkennen ist im offenen Streckenabschnitt linksseitig vom Dichtelement die gelb eingefärbte Kontur, die einer Effektivspannung von $\sigma' = 5-6$ MPa entspricht und damit die Randbedingung von $p_{hs} = 5,76$ MPa widerspiegelt.

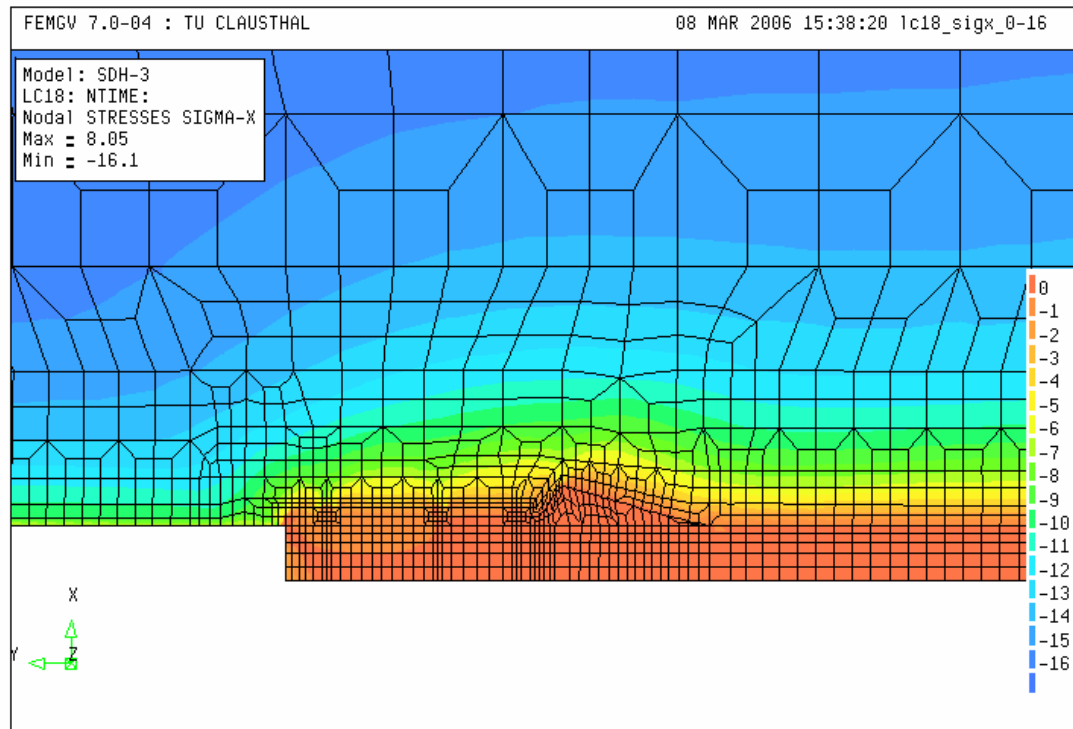


Bild 10.50: Berechnung Materialkennwerte Lokation Sondershausen, Spannungen σ_x mit der hydrostatischen Randbedingung von $p_{hs} = (1-\alpha)p = 5,76 \text{ MPa}$

Im Vergleich dazu zeigt Bild 10.51 die Spannungsrandbedingungen für die gekoppelte Berechnung für die Materialkennwerte der Lokation Asse.

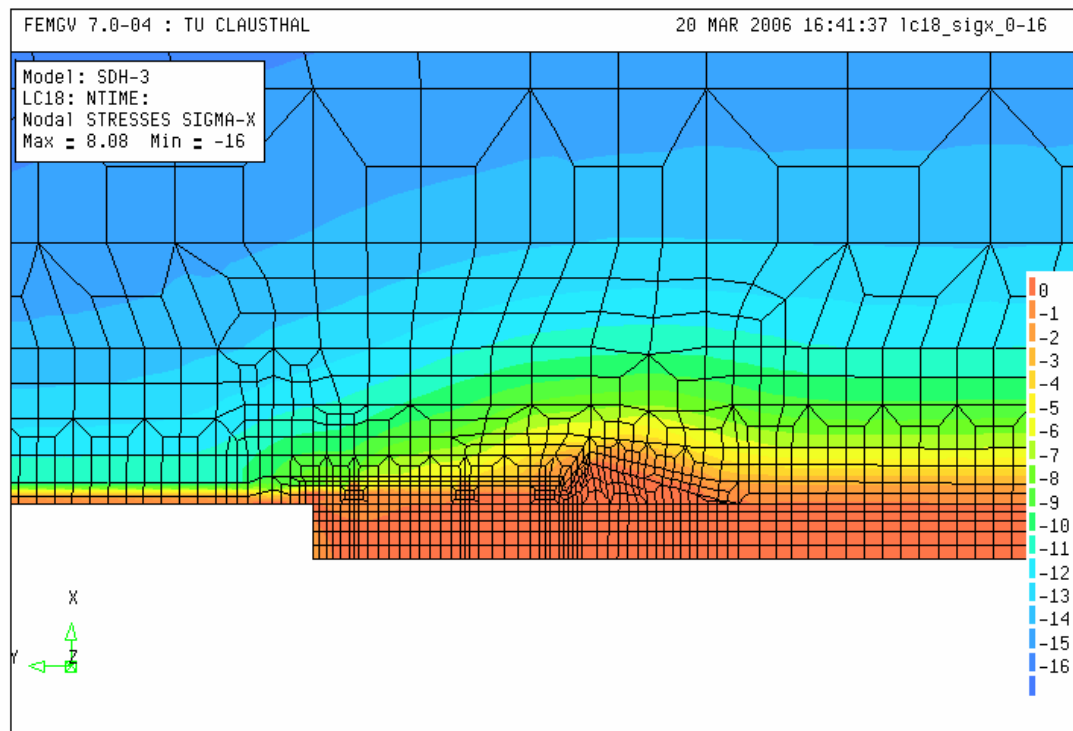


Bild 10.51: Berechnung Materialkennwerte Lokation Asse, Spannungen σ_x mit der hydrostatischen Randbedingung von $p_{hs} = (1-\alpha)p = 0 \text{ MPa}$

Zu erkennen ist im offenen Streckenabschnitt linksseitig vom Dichtelement die orange-rot eingefärbte Kontur, die einer Effektivspannung von $\sigma' = 0$ MPa entspricht und damit die Randbedingung erfüllt.

Die Berechnungsergebnisse der hydraulisch-mechanischen Berechnungen werden in den folgenden beiden Abschnitten analog zu den Bildern 10.9 bis 10.12 sowie den Bildern 10.42 bis 10.45 grafisch dargestellt und anschließend tabellarisch ausgewertet, um sie mit denen der nicht hydraulisch-mechanisch gekoppelten Berechnungen vergleichen zu können. Tabelle 10.14 zeigt den Vergleich der Berechnungsergebnisse mit und ohne hydraulisch-mechanischer Kopplung für den Ansatz der Materialkennwerte der Lokation Sondershausen und der Lokation Asse.

Bild 10.8 (siehe dort) zeigt die Lage der näher betrachteten Gebirgselemente in der offenen Strecke, in der Kontaktzone zwischen Dammbauwerk und Gebirge (*Damm*) und in der Kontaktzone zwischen Versatz und Gebirge (*Versatz*).

10.8.3 Grafische Zusammenfassung der hydraulisch-mechanisch gekoppelten Berechnung mit Materialkennwerten der Lokation Sondershausen

Als grafische Darstellung der hydraulisch-mechanisch gekoppelte Berechnung mit Materialkennwerten der Lokation Sondershausen werden Diagramme der Schädigungsentwicklung, der Dilatanzentwicklung, der Permeabilitätsentwicklung im Versatzkörper und im Gebirge sowie der Porositätsentwicklung im Versatz dargestellt. Die Zahlenwerte, die den Diagrammen zugrunde liegen, sind als Knotenpunktergebnisse aus drei Elementen übernommen worden. Die Bilder 10.52 bis 10.55 zeigen die zeitliche Entwicklung der Schädigung, der Dilatanz und der Permeabilität nach Dammeinbau von $t = 1$ d bis $t = 1000$ a ($= 365000$ d).

Bild 10. 52 zeigt die Schädigungsentwicklung von $t = 1$ d bis $t = 1000$ a nach Dammeinbau mit logarithmischer Darstellung der Schädigung. Im Bereich der offenen Strecke kommt es über den gesamten Zeitraum zu einer Abnahme der Schädigung, da aufgrund des Biot-Koeffizienten von $\alpha = 0,3$ der Fluiddruck größtenteils als Stützdruck auf die nur gering geschädigte Kontur wirkt. Im Bereich des Versatzes kommt es ab knapp 10000 d (entsprechend 27,4 a) nach Dammeinbau zu keiner weiteren Abnahme der Schädigung mehr. Der in der moderat aufgelockerten Kontur über dem Versatz wirkende Porenwasserdruck verhindert eine weitere Schädigungsrückbildung. Die Schädigung im Kontaktbereich Dammbauwerk/Gebirge nimmt dagegen kontinuierlich ab, da das Dammbauwerk sofort eine stützende Wirkung auf das Gebirge ausübt und in diesem Bereich aufgrund der sehr geringen Auflockerungen kein

Porenwasserdruck wirksam ist (α sehr klein oder 0). Im Vergleich zur nicht gekoppelten Berechnung (vgl. Bild 10.9) wird der Rissrückbildungsprozess durch die hydraulische Kopplung verlangsamt.

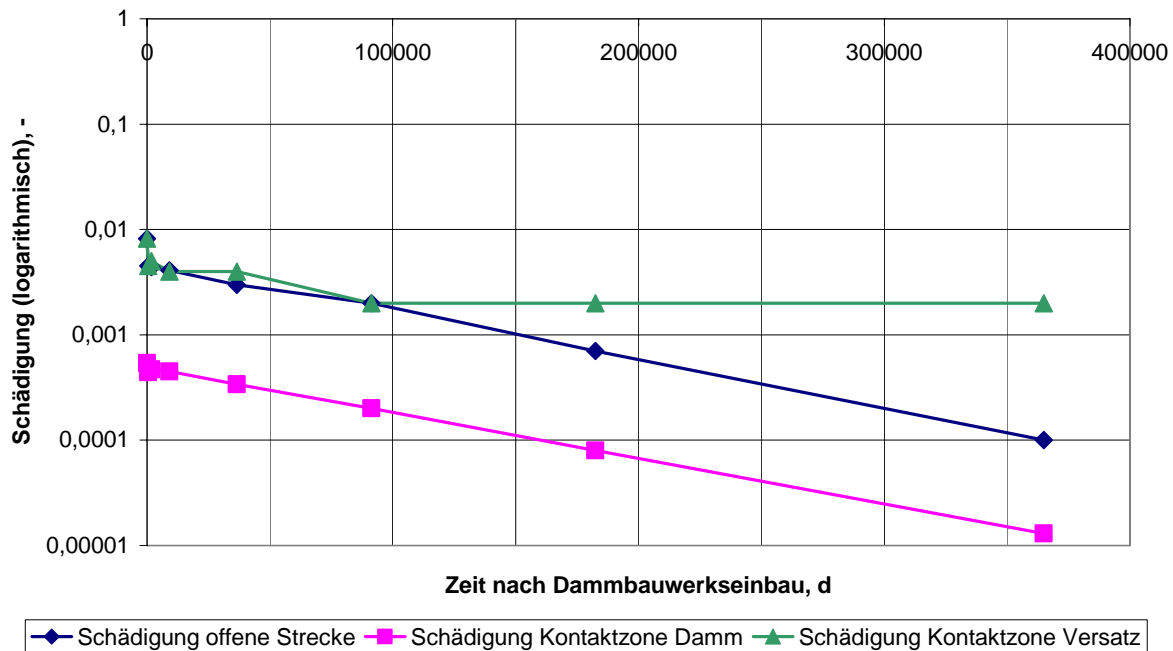


Bild 10.52: Zeitliche Entwicklung der Schädigung von 1 d bis 1000 a nach Dammeinbau in halblogarithmischer Darstellung

Bild 10.53 zeigt die Dilatanzentwicklung von $t = 1$ d bis $t = 1000$ a nach Dammeinbau mit logarithmischer Darstellung der Dilatanz. Im Bereich der offenen Strecke kommt es über den gesamten Zeitraum analog zur Darstellung der Schädigung in Bild 10.52 zu einer Abnahme der Dilatanz. Im Bereich des Versatzes nimmt die Dilatanz bis etwa 10000 d (entsprechend 27,4 a) nach Dammeinbau sehr stark ab; anschließend verhindert der im Versatz und in der Auflockerungszone wirksame Porenwasserdruck eine weitere Rückbildung der Dilatanz. Die Dilatanz im Kontaktbereich Dammbauwerk/Gebirge nimmt kontinuierlich ab, da das Dammbauwerk sofort eine stützende Wirkung auf das Gebirge ausübt und in diesem Bereich aufgrund der sehr geringen Auflockerungen kein Porenwasserdruck wirksam ist (α sehr klein). Da die Schädigungs- und die Dilatanzentwicklung parallel ablaufen, weisen die Bilder 10.52 und 10.53 sehr ähnliche Verläufe auf.

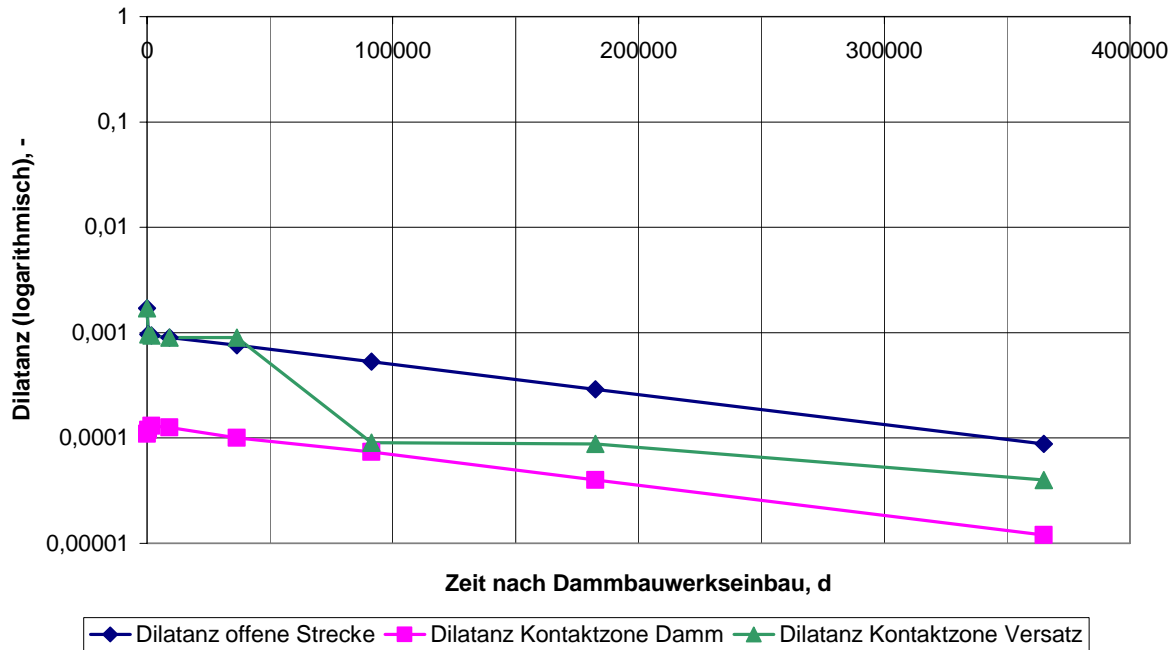


Bild 10.53: Zeitliche Entwicklung der Dilatanz von 1 d bis 1000 a nach Dammeinbau in halblogarithmischer Darstellung

Bild 10.54 zeigt die Permeabilitätsentwicklung von $t = 1$ d bis $t = 1000$ a nach Dammeinbau. Dargestellt ist der Exponent der Permeabilität. Im Bereich der offenen Strecke bleibt die Permeabilität bis etwa $t = 200000$ d nach Dammeinbau konstant und nimmt danach nur moderat ab. Dieser Effekt ist auf die stützende Wirkung der Salzlösung bei der nur gering aufgelockerten Kontur zurückzuführen. Im Versatzkörper nimmt durch die Kompaktion des Salzgruses die Permeabilität vom Zeitpunkt $t = 100000$ d (entsprechend ca. 274 a) nach Dammeinbau kontinuierlich ab und erreicht am Ende des Betrachtungszeitraums bei $t = 365000$ d ($= 1000$ a) nach Dammeinbau die Permeabilität von $K = 10^{-15} \text{ m}^2$. Damit ist immer noch nicht die Permeabilität des Dichtungselements von $K = 2 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$ erreicht worden. Aus Bild 10.54 ist auch zu erkennen, dass eine Permeabilität in der Kontaktzone Versatzkörper/Gebirge kontinuierlich abnimmt und dieser Bereich im Vergleich zur Permeabilität des Versatzkörpers keine Schwächezone darstellt. In der Kontaktzone Dammbauwerk/Gebirge bleibt die Permeabilität konstant gering bei $K = 10^{-19} \text{ m}^2$. Im Vergleich zur nicht gekoppelten Berechnung verbleiben sowohl im Versatzkörper selbst wie auch in den beiden Kontaktzonen noch größere Permeabilitäten, die auf die Wirkung des Porenwasserdrucks im aufgelockerten Gefüge zurückzuführen sind.

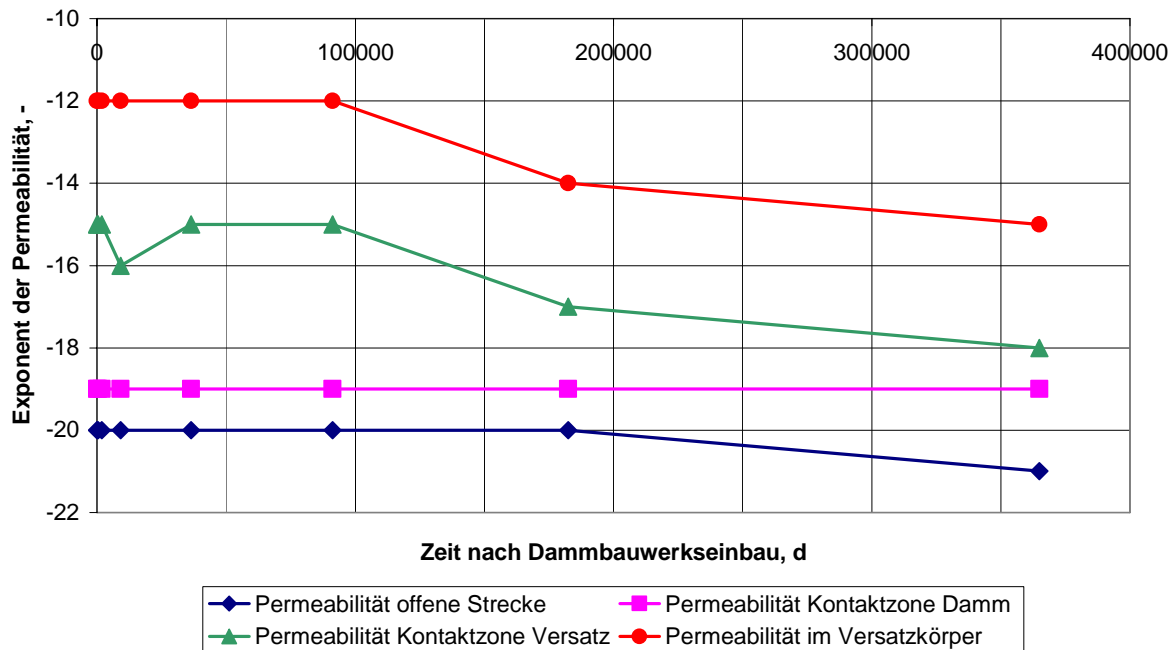


Bild 10.54: Zeitliche Entwicklung der Permeabilität von 1 d bis 1000 a nach Dammeinbau, dargestellt ist der Exponent der Permeabilität über die Zeit

Bild 10.55 zeigt ergänzend die Porositätsabnahme im Versatzkörper über den Zeitraum von $t = 1$ d bis $t = 365000$ d (= 1000 a) nach Dammeinbau.

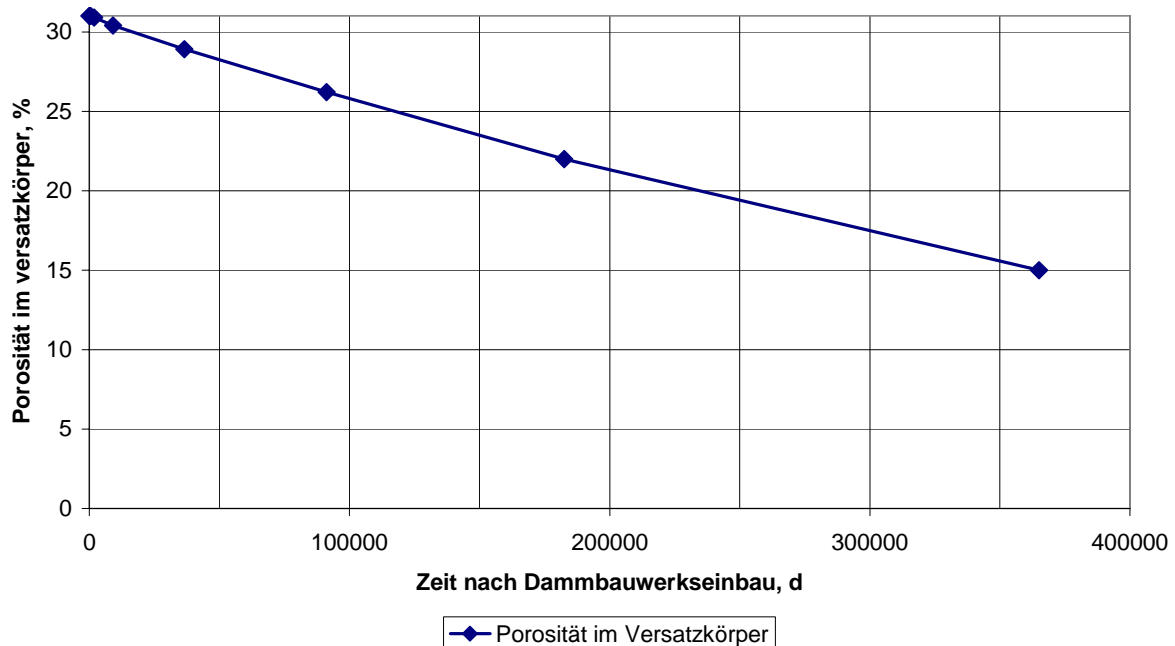


Bild 10.55: Zeitliche Entwicklung der Porosität im Versatzkörper von 1 d bis 1000 a nach Dammeinbau

10.8.4 Grafische Zusammenfassung der hydraulisch-mechanisch gekoppelten Berechnung mit Materialkennwerten der Lokation Asse

Als grafische Darstellung der hydraulisch-mechanisch gekoppelten Berechnung mit Materialkennwerten der Lokation Asse werden Diagramme der Schädigungsentwicklung, der Dilatanzentwicklung, der Permeabilitätsentwicklung im Versatzkörper und im Gebirge sowie der Porositätsentwicklung im Versatz dargestellt. Die Zahlenwerte, die den Diagrammen zugrunde liegen, sind ebenfalls wieder als Knotenpunktergebnisse aus drei Elementen übernommen worden, deren Lage aus Bild 10.8 hervorgeht. Die Bilder 10.56 bis 10.59 zeigen die zeitliche Entwicklung der Schädigung, der Dilatanz und der Permeabilität in den drei Elementen in den Bereichen der offenen Strecke, in der Kontaktzone Dammbauwerk/Gebirge sowie in der Kontaktzone Versatz/Gebirge $t = 1 \text{ d}$ bis $t = 1000 \text{ a}$ ($= 365000 \text{ d}$) nach Dammeinbau.

Bild 10.56 zeigt die Schädigungsentwicklung von $t = 1 \text{ d}$ bis $t = 1000 \text{ a}$ nach Dammeinbau mit logarithmischer Darstellung der Schädigung. Im Bereich der offenen Strecke nimmt bis ca. $t = 10000 \text{ d}$ nach Dammeinbau die Schädigung zu, da aufgrund des Biot-Koeffizienten von $\alpha = 1,0$ der Fluidruck ausschließlich als Porenwasserdruck und nicht als Stützdruck wirkt. Anschließend bleibt die Schädigung konstant. Im Bereich des Versatzes hingegen nimmt ab etwa 40000 d (ca. 110 a) nach Dammeinbau die Schädigung deutlich ab. Das ausgeprägte Kriechen führt trotz des wirkenden Porenwasserdrucks zu einer Schädigungsabnahme, die fast das gleiche Niveau erreicht wie in der nicht gekoppelten Berechnung, vgl. Bild 10.42. Die Schädigung im Kontaktbereich Dammbauwerk/Gebirge nimmt kontinuierlich ab, da das Dammbauwerk sofort eine stützende Wirkung auf das Gebirge ausübt und in diesem Bereich aufgrund der sehr geringen Auflockerungen kein Porenwasserdruck wirksam ist (α sehr klein). Im Vergleich zur nicht gekoppelten Berechnung nach Bild 10.42 ist der Rissrückbildungsprozess nur im Zeitraum bis $t = 20000 \text{ d}$ leicht verändert.

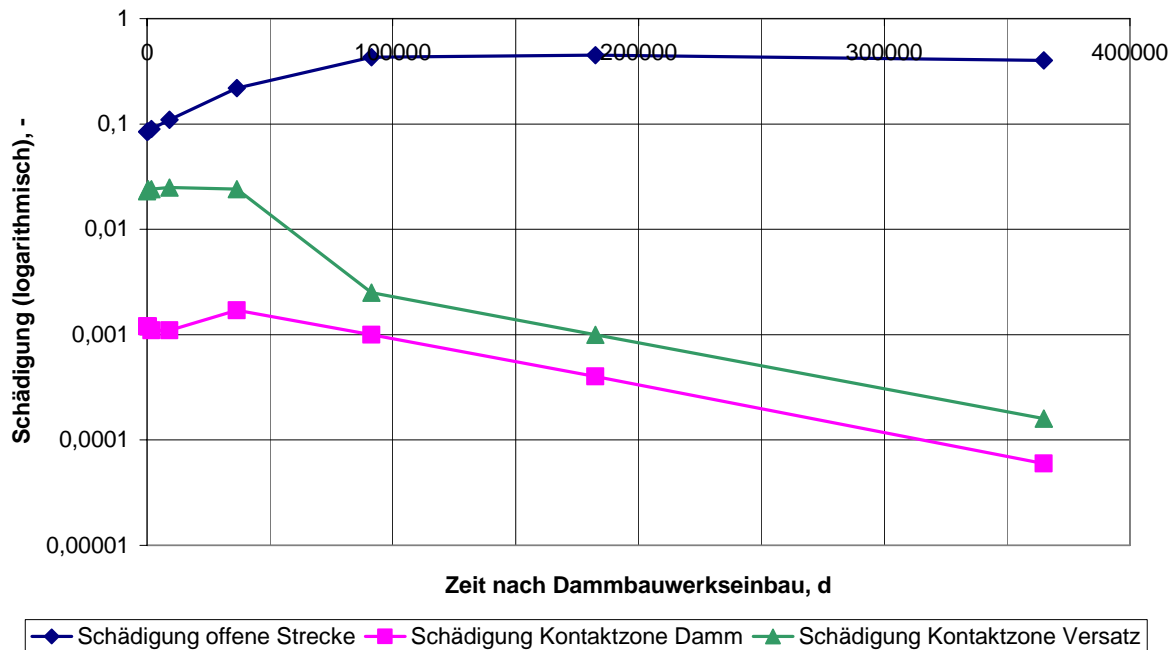


Bild 10.56: Zeitliche Entwicklung der Schädigung von 1 d bis 1000 a nach Dammeinbau in halblogarithmischer Darstellung

Bild 10.57 zeigt die Dilatanzentwicklung von $t = 1$ d bis $t = 1000$ a nach Dammeinbau mit logarithmischer Darstellung der Dilatanz. Im Bereich der offenen Strecke kommt es über den gesamten Zeitraum analog zur Darstellung der Schädigung in Bild 10.149 zu einer Zunahme der Dilatanz. Im Bereich des Versatzes nimmt bis ca. 40000 d (ca. 110 a) nach Dammeinbau die Dilatanz ab und erreicht etwa das gleiche Niveau der Dilatanz wie bei der nicht gekoppelten Berechnung, vgl. Bild 10.43. Die Dilatanz im Kontaktbereich Dammbauwerk/Gebirge nimmt kontinuierlich ab, da das relativ steife Dammbauwerk sofort eine stützende Wirkung auf das Gebirge ausübt und in diesem Bereich aufgrund der sehr geringen Auflockerungen kein Porenwasserdruck wirksam ist (α sehr klein). Dieser Befund ist nahezu identisch mit der nicht gekoppelten Berechnung, vgl. Bild 10.43. Da die Schädigungs- und die Dilatanzentwicklung parallel ablaufen, weisen die Bilder 10.56 und 10.57 sehr ähnliche Verläufe auf.

Im Vergleich zur hydraulisch-mechanisch gekoppelten Berechnung mit den Materialkennwerten der Lokation Sondershausen bestehen entsprechend den Bildern 10.52 und 10.55 nur im Bereich der offenen Strecke im Verlauf der Schädigung und der Dilatanz signifikante Unterschiede, weil in diesem Bereich der Fluidruck eine stützende Wirkung auf das Gebirge aufgrund des kleinen Biot-Koeffizienten $\alpha = 0,3$ ausübt.

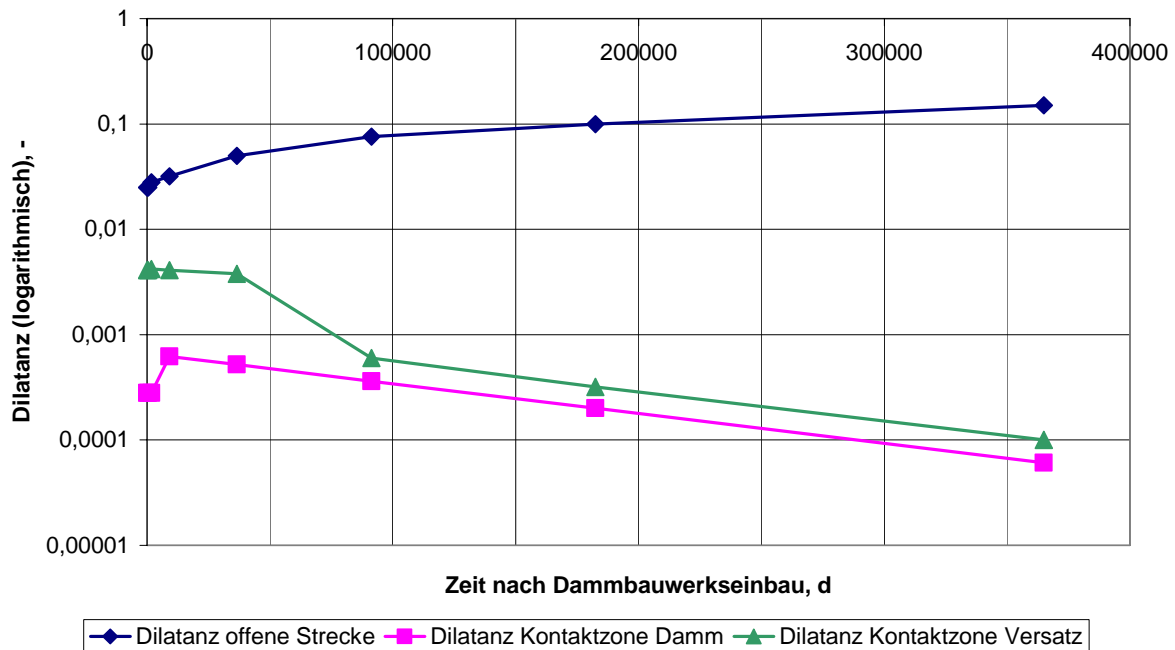


Bild 10.57: Zeitliche Entwicklung der Dilatanz von 1 d bis 1000 a nach Dammeinbau in halblogarithmischer Darstellung

Bild 10.58 zeigt die Permeabilitätsentwicklung von $t = 1$ d bis $t = 1000$ a nach Dammeinbau. Dargestellt ist der Exponent der Permeabilität. Im Bereich der offenen Strecke bleibt die Permeabilität über den gesamten Simulationszeitraum nahezu konstant. Im Versatzkörper nimmt durch die Kompaktion des Salzgruses die Permeabilität vom Zeitpunkt $t = 40000$ d (ca. 110 Jahre) nach Dammeinbau kontinuierlich ab und erreicht am Ende des Betrachtungszeitraums bei $t = 365000$ d ($= 1000$ a) nach Dammeinbau die Permeabilität von $K = 10^{-20} \text{ m}^2$. Das Ergebnis entspricht auch weitgehend der nicht gekoppelten Berechnung, vgl. Bild 10.44. Trotz des wirksamen Porenwasserdrucks kann in der Kontaktzone die Permeabilität aufgrund der konvergenzbedingten Schädigungs- und Dilatanzrückbildungsprozesse ebenfalls wieder wirksam rückgebildet werden. Dieser Bereich stellt im Vergleich zur Permeabilität des Kontaktbereichs Dammbauwerk/Gebirge keine Schwächezone dar. In der Kontaktzone Dammbauwerk/Gebirge bleibt die Permeabilität konstant gering bei $K = 10^{-19} \text{ m}^2$ bis $K = 10^{-20} \text{ m}^2$. Da im Versatzkörper auch ein Porenwasserdruck wirksam ist, macht sich dort dieser Effekt in der Permeabilitätsrückbildung negativ bemerkbar. Im Vergleich zur nicht gekoppelten Berechnung verbleibt im Versatzkörper noch eine größere Permeabilität. In der offenen Strecke bleibt die Permeabilität über den gesamten Zeitraum konstant. Im Vergleich zur gekoppelten Berechnung mit Materialkennwerten der Lokation Sondershausen nimmt die Permeabilität im Versatz stärker und frühzeitiger ab, ebenso im Kontaktbereich Versatz/Gebirge.

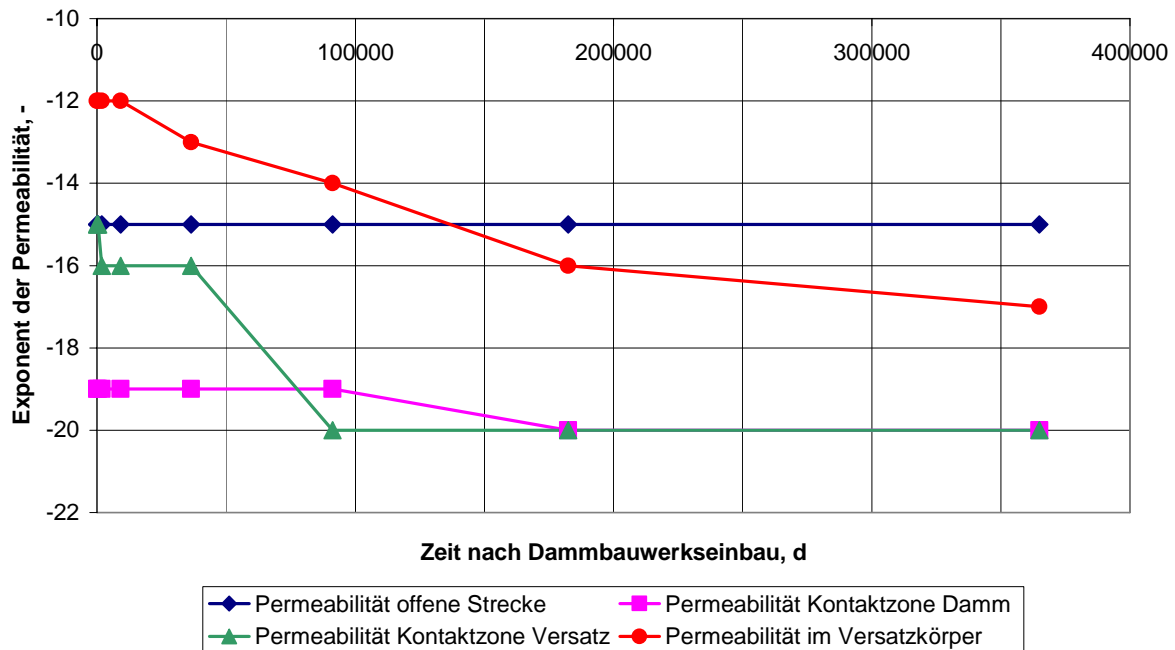


Bild 10.58: Zeitliche Entwicklung der Permeabilität von 1 d bis 1000 a nach Dammeinbau, dargestellt ist der Exponent der Permeabilität über die Zeit

Bild 10.59 zeigt ergänzend die Porositätsabnahme im Versatzkörper.

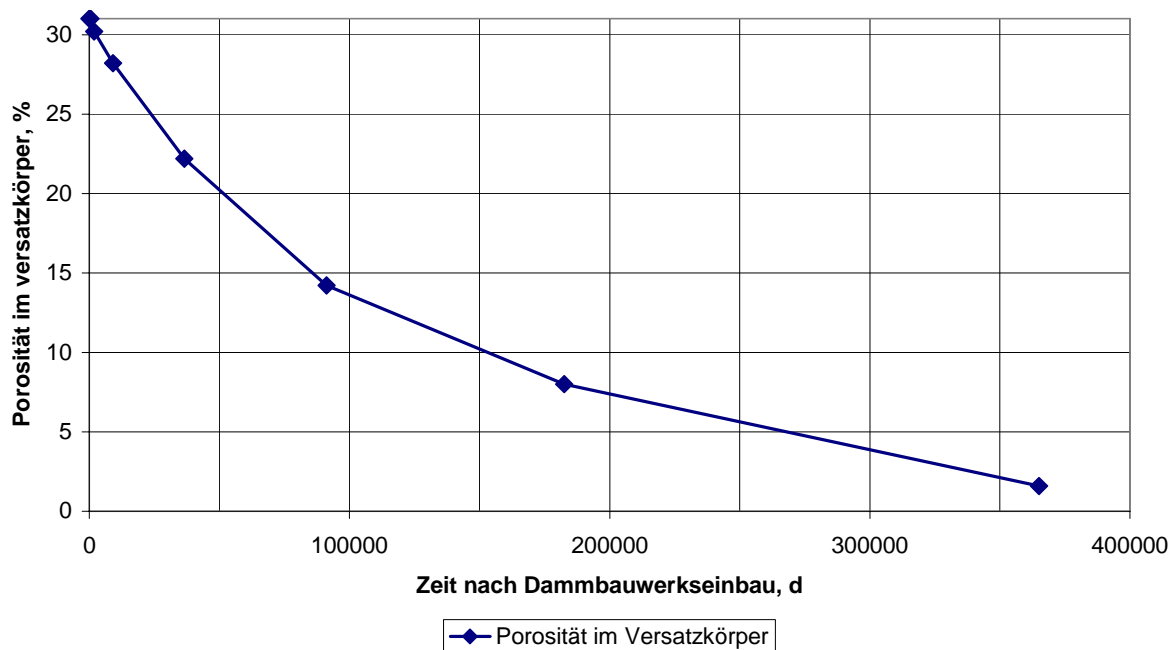


Bild 10.59: Zeitliche Entwicklung der Porosität im Versatzkörper von 1 d bis 1000 a nach Dammeinbau

Die Porosität nimmt kontinuierlich über den gesamten Berechnungszeitraum ab und erreicht einen Endwert von $\phi = 1,6 \%$, der deutlich über dem Wert der nicht gekoppelten Berechnung von $\phi = 0,3 \%$ liegt.

10.8.5 Tabellarische Zusammenfassung der hydraulisch-mechanisch gekoppelten Berechnungen

Tabelle 10.14 fasst die Berechnungsergebnisse aus allen durchgeführten Berechnungen zusammen. In ihr sind die abgelesenen Zahlenwerte der in Bild 10.8 gezeigten Gebirgselemente aus den nicht gekoppelten und aus den hydraulisch-mechanisch gekoppelten Berechnungen enthalten. Da für die Tabelle mehr Ergebnisauswertungen zur Verfügung standen als die zuvor gezeigten Flächenplots enthalten, ist die Auswertung umfangreicher.

Zustandsgröße	Zeitpunkt nach Dammeinbau	Lokation und Berechnungsart			
		Sondershausen nicht gekoppelt	Sondershausen H-M-gekoppelt	Asse, nicht gekoppelt	Asse, H-M-gekoppelt
1) Schädigung in der offenen Streckenkontur zum Zeitpunkt nach Dammeinbau, -	nach 5 a	0,01	0,0044	0,09	0,09
	nach 25 a	0,014	0,0041	0,157	0,11
	nach 100 a	0,0265	0,003	0,438	0,22
	nach 250 a	0,0487	0,002	0,62	0,48
	nach 500 a	0,081	0,0007	0,62	0,45
	nach 1000 a	0,132	0,0001	0,62	0,4
2) Schädigung in der Kontaktzone zwischen Dammbauwerk/Kontur zum Zeitpunkt nach Dammeinbau, -	nach 5 a	0,000056	0,00047	0,0016	0,0011
	nach 25 a	0,000053	0,00045	0,0023	0,0011
	nach 100 a	0,00004	0,00034	0,0018	0,0017
	nach 250 a	0,000023	0,0002	0,001	0,001
	nach 500 a	0,0000094	0,00008	0,00042	0,0004
	nach 1000 a	0,000001	0,000013	0,00007	0,00006
3) Schädigung in der Kontaktzone zwischen Versatz/Kontur zum Zeitpunkt nach Dammeinbau, -	nach 5 a	0,009	0,005	0,09	0,024
	nach 25 a	0,009	0,005	0,12	0,025
	nach 100 a	0,01	0,004	0,004	0,024
	nach 250 a	0,01	0,004	0,002	0,0025
	nach 500 a	0,005	0,004	0,0008	0,001
	nach 1000 a	0,0001	0,002	0,00013	0,00016
4) Dilatanz in der offenen Streckenkontur zum Zeitpunkt nach Dammeinbau, -	nach 5 a	0,0020	0,00094	0,028	0,028
	nach 25 a	0,0030	0,0009	0,043	0,03
	nach 100 a	0,006	0,00076	0,072	0,05
	nach 250 a	0,11	0,00053	0,15	0,076
	nach 500 a	0,17	0,00029	0,26	0,10
	nach 1000 a	0,25	0,000088	0,5	0,15
5) Dilatanz in der Kontaktzone zwischen Kontaktzone Dammbau-	nach 5 a	0,0000092	0,0003	0,00048	0,00028
	nach 25 a	0,0000088	0,000126	0,00064	0,00062
	nach 100 a	0,0000073	0,0001	0,00054	0,00052

Zustandsgröße	Zeitpunkt nach Dammeinbau	Lokation und Berechnungsart			
		Sondershausen nicht gekoppelt	Sondershausen H-M-gekoppelt	Asse, nicht gekoppelt	Asse, H-M-gekoppelt
werk/Kontur zum Zeitpunkt nach Dammeinbau, -	nach 250 a nach 500 a nach 1000 a	0,000005 0,000028 0,00000086	0,000074 0,00004 0,000012	0,00038 0,0002 0,00006	0,00036 0,0002 0,000061
6) Dilatanz in der Kontaktzone zwischen Versatz/Kontur zum Zeitpunkt nach Dammeinbau, -	nach 5 a nach 25 a nach 100 a nach 250 a nach 500 a nach 1000 a	0,002 0,002 0,0018 0,0018 0,0012 0,0002	0,00094 0,0009 0,0009 0,00009 0,00008 0,00004	0,0046 0,0048 0,00075 0,00052 0,00028 0,00008	0,0042 0,0041 0,0038 0,0006 0,00032 0,0001
7) Permeabilität in der offenen Streckenkantur zum Zeitpunkt nach Dammeinbau, m²	nach 5 a nach 25 a nach 100 a nach 250 a nach 500 a nach 1000 a	10 ⁻¹⁷ 10 ⁻¹⁶ 10 ⁻¹⁶ 10 ⁻¹⁵ 10 ⁻¹⁵ 10 ⁻¹⁵	10 ⁻²⁰ 10 ⁻²⁰ 10 ⁻²⁰ 10 ⁻²⁰ 10 ⁻²⁰ 10 ⁻²¹	10 ⁻¹⁶ 10 ⁻¹⁵ 10 ⁻¹⁵ 10 ⁻¹⁵ 10 ⁻¹⁴ 10 ⁻¹⁴	10 ⁻¹⁵ 10 ⁻¹⁵ 10 ⁻¹⁵ 10 ⁻¹⁵ 10 ⁻¹⁵ 10 ⁻¹⁵
8) Permeabilität in der Kontaktzone zwischen Dammbauwerk/Kontur zum Zeitpunkt nach Dammeinbau, m²	nach 5 a nach 25 a nach 100 a nach 250 a nach 500 a nach 1000 a	10 ⁻¹⁹ 10 ⁻¹⁹ 10 ⁻¹⁹ 10 ⁻¹⁹ 10 ⁻²⁰ 10 ⁻²⁰	10 ⁻¹⁹ 10 ⁻¹⁹ 10 ⁻¹⁹ 10 ⁻¹⁹ 10 ⁻¹⁹ 10 ⁻¹⁹	10 ⁻¹⁹ 10 ⁻¹⁹ 10 ⁻¹⁹ 10 ⁻¹⁹ 10 ⁻²⁰ 10 ⁻²⁰	10 ⁻¹⁹ 10 ⁻¹⁹ 10 ⁻¹⁹ 10 ⁻¹⁹ 10 ⁻²⁰ 10 ⁻²⁰
9) Permeabilität in der Kontaktzone zwischen Versatz/Kontur zum Zeitpunkt nach Dammbau, m²	nach 5 a nach 25 a nach 100 a nach 250 a nach 500 a nach 1000 a	10 ⁻¹⁷ 10 ⁻¹⁷ 10 ⁻¹⁷ 10 ⁻¹⁸ 10 ⁻¹⁹ 10 ⁻²⁰	10 ⁻¹⁵ 10 ⁻¹⁶ 10 ⁻¹⁵ 10 ⁻¹⁵ 10 ⁻¹⁷ 10 ⁻¹⁸	10 ⁻¹⁶ 10 ⁻¹⁶ 10 ⁻¹⁵ 10 ⁻²⁰ 10 ⁻²⁰ 10 ⁻²⁰	10 ⁻¹⁶ 10 ⁻¹⁶ 10 ⁻¹⁶ 10 ⁻²⁰ 10 ⁻²⁰ 10 ⁻²⁰
10) Permeabilität im Versatz zum Zeitpunkt nach Dammeinbau, m²	nach 5 a nach 25 a nach 100 a nach 250 a nach 500 a nach 1000 a	10 ⁻¹² 10 ⁻¹² 10 ⁻¹³ 10 ⁻¹⁴ 10 ⁻¹⁴ 10 ⁻¹⁶	10 ⁻¹² 10 ⁻¹² 10 ⁻¹² 10 ⁻¹² 10 ⁻¹⁴ 10 ⁻¹⁵	10 ⁻¹² 10 ⁻¹² 10 ⁻¹⁴ 10 ⁻¹⁷ 10 ⁻¹⁹ 10 ⁻²²	10 ⁻¹² 10 ⁻¹² 10 ⁻¹³ 10 ⁻¹⁴ 10 ⁻¹⁶ 10 ⁻¹⁷
11) Porosität im Versatz zum Zeitpunkt nach Dammeinbau, -	nach 5 a nach 25 a nach 100 a nach 250 a nach 500 a nach 1000 a	0,307 0,27 0,24 0,21 0,15 0,06	0,309 0,304 0,289 0,262 0,22 0,15	0,27 0,21 0,09 0,06 0,03 0,003	0,302 0,282 0,222 0,142 0,08 0,016
12) Verformungen in der offenen Strecke zum Zeitpunkt nach Dammbau, m	nach 5 a nach 25 a nach 100 a nach 250 a nach 500 a nach 1000 a	0,0255 0,032 0,054 0,105 0,200 0,380	0,0259 0,03 0,045 0,075 0,12 0,22	0,1 0,155 0,35 0,75 1,44 2,84	0,1 0,125 0,22 0,42 0,75 1,41

Zustandsgröße	Zeitpunkt nach Dammeinbau	Lokation und Berechnungsart			
		Sondershausen nicht gekoppelt	Sondershausen H-M-gekoppelt	Asse, nicht gekoppelt	Asse, H-M-gekoppelt
13) Verformungen im Bereich der Firste über Versatzkörper zum Zeitpunkt nach Dammeinbau, m	nach 5 a	0,0255	0,025	0,1	0,1
	nach 25 a	0,032	0,03	0,155	0,125
	nach 100 a	0,054	0,04	0,28	0,18
	nach 250 a	0,105	0,068	0,32	0,25
	nach 500 a	0,16	0,10	0,4	0,38
	nach 1000 a	0,245	0,16	0,4	0,4

Tabelle 10.14: Tabellarische Zusammenfassung der Berechnungsergebnisse, Vergleich gekoppelter mit nicht gekoppelter Berechnung

Der direkte zahlenmäßige Vergleich der Berechnungsergebnisse in Tab. 10.14, Zeile 1 für die Schädigung an der Kontur in dem offenen Streckenteil zeigt für die hydraulisch-mechanisch gekoppelte Berechnung für die Materialkennwerte der Lokation Sondershausen deutlich kleinere Zahlenwerte und für die Materialkennwerte der Lokation Asse moderat kleinere Zahlenwerte als für die nicht gekoppelte Berechnung.

Grundsätzlich wird der gleiche Befund auch beim Vergleich der Berechnungsergebnisse der Zeilen 2 und 3 erhalten. Zum Zeitpunkt $t = 1000$ a nach Dammeinbau zeigt sich im Bereich der Kontaktzone zwischen Versatzkörper und Streckenkantur eine größere Schädigung bei der hydraulisch-mechanisch gekoppelten Simulation.

Die Zeilen 4, 5 und 6 zeigen jeweils die Gegenüberstellungen der Zahlenwerte für die berechnete Dilatanz im Bereich der offen verbliebenen Strecke, im Bereich der Kontaktzone Dammbauwerk/Streckenkantur und im Bereich der Kontaktzone zwischen Streckenkantur und Versatzkörper. Grundsätzlich ergibt sich auch hier der gleiche Befund, dass die Dilatanz bei der hydraulisch-mechanisch gekoppelten Berechnung geringer ist, allerdings mit der Einschränkung, dass die Dilatanz im Bereich der Kontaktzone Streckenkantur/Versatzkörper zum Zeitpunkt $t = 1000$ a leicht zunimmt. Diese Beobachtung konnte auch schon bei der vergleichenden Gegenüberstellung der Schädigung im Bereich der Kontaktzone Streckenkantur/Versatzkörper gemacht werden.

Für Zeile 5 gilt analog zu Zeile 2, dass bedingt durch die Genauigkeit der Ergebnisdarstellung kein eindeutiger Zahlenwert zu ermitteln war.

Zeile 7 zeigt die Gegenüberstellung der Berechnungsergebnisse für die Permeabilität im Bereich der offenen Strecke. Als Folge der geringeren Schädigung und der geringeren Dilatanz ist auch die berechnete Permeabilität um mehrere Größenordnungen geringer im Fall der Materialkennwerte der Lokation Sondershausen. Da im Fall der Materialkennwerte der Lokation Asse die Zahlenwerte für die Schädigung und für die Dilatanz aus der hydraulisch-

mechanisch gekoppelten Berechnung nur moderat geringer sind, bleibt die Permeabilität in der offenen Strecke in derselben Größenordnung im Vergleich zur nicht gekoppelten Berechnung.

Zeile 8 zeigt die Gegenüberstellung der Berechnungsergebnisse für die Permeabilität im Bereich der Kontaktzone zwischen Dammbauwerk und (der nachgearbeiteten) Streckenkontur. Als Folge der geringeren Schädigung und der geringeren Dilatanz durch die Konturnachbearbeitung vor dem Einbau des Dammbauwerks weichen die für beide Fälle der angesetzten Materialkennwerte berechneten Permeabilitäten zwischen nicht gekoppelter und hydraulisch-mechanisch gekoppelter Berechnung kaum voneinander ab.

Zeile 9 zeigt die Gegenüberstellung der Berechnungsergebnisse für die Permeabilität im Bereich der Kontaktzone zwischen Versatz und Streckenkontur. Als Folge eines wenn auch nur moderaten Stützdrucks auf den Versatzkörper durch das auflaufende Gebirge kommt es zu einem Rückgang der Permeabilität im Bereich zwischen Versatz und Streckenkontur, der sowohl für die nicht gekoppelte wie auch für die hydraulisch-mechanisch gekoppelte Berechnung erhalten wird. Dieser Stützdruck setzt nicht unmittelbar nach dem Einbau des Versatzes ein, sondern erst nach einer ausreichenden Kompaktion des Versatzkörpers und ist zahlenmäßig im Rückgang der Permeabilität nach $t = 500$ a (Materialkennwerte der Lokation Sondershausen) bzw. $t = 250$ a (Materialkennwerte der Lokation Asse) zu beobachten.

Zeile 10 zeigt die Gegenüberstellung der Berechnungsergebnisse für die Permeabilität im Versatzkörper selbst. Der Vergleich der nicht gekoppelten Berechnungen mit den hydraulisch-mechanisch gekoppelten Berechnungen zeigt in beiden Fällen, jedoch in unterschiedlicher Ausprägung, eine Reduktion der Permeabilität im Versatzkörper. Für die Materialkennwerte der Lokation Sondershausen ist zum Zeitpunkt $t = 1000$ a eine um eine Größenordnung höhere Permeabilität im Versatzkörper mit hydraulisch-mechanischer Kopplung berechnet worden. Für die Materialkennwerte der Lokation Asse liegt die hydraulisch-mechanisch gekoppelt berechnete Permeabilität im Versatz zu den Zeitpunkten $t = 250$ a und $t = 500$ a um drei Größenordnungen höher bzw. zum Zeitpunkt $t = 1000$ a um fünf Größenordnungen höher als im Vergleich zur nicht gekoppelten Berechnung.

Zeile 11 zeigt die Gegenüberstellung der Porosität des Versatzes im Vergleich zwischen hydraulisch-mechanisch gekoppelter und nicht gekoppelter Berechnung. Sowohl für die Materialkennwerte der Lokation Sondershausen wie auch für die Materialkennwerte der Lokation Asse nimmt die Porosität im Versatz bei der hydraulisch-mechanisch gekoppelten Berechnung deutlich langsamer ab und behält auch einen erheblich größeren Endwert bei als bei der nicht gekoppelten Berechnung.

Zeile 12 zeigt die Gegenüberstellung der Verformungen in der offenen Strecke im Vergleich zwischen hydraulisch-mechanisch gekoppelter und nicht gekoppelter Berechnung. Sowohl für die Materialkennwerte der Lokation Sondershausen wie auch für die Materialkennwerte der Lokation Asse nehmen die Verformungen bei der hydraulisch-mechanisch gekoppelten Berechnung deutlich langsamer zu und erreichen auch nicht die gleiche Größe wie bei der nicht gekoppelten Berechnung.

Zeile 13 zeigt schließlich die Gegenüberstellung der Verformungen der Firste über dem Versatzkörper im Vergleich zwischen hydraulisch-mechanisch gekoppelter und nicht gekoppelter Berechnung. Sowohl für die Materialkennwerte der Lokation Sondershausen wie auch für die Materialkennwerte der Lokation Asse nehmen die Verformungen bei der hydraulisch-mechanisch gekoppelten Berechnung deutlich langsamer zu und erreichen im Fall der Materialkennwerte der Lokation Sondershausen nicht die gleiche Größe wie bei der nicht gekoppelten Berechnung. Die hydraulisch-mechanisch gekoppelte Berechnung für die Materialkennwerte der Lokation Asse zeigt, dass sich die Firste über dem Versatz um den gleichen Betrag senkt wie auch bei der Berechnung ohne Kopplung.

10.8.6 Interpretation und Bewertung der Ergebnisse

Bei der hydraulisch-mechanisch gekoppelten Berechnung wird zwischen einem hydrostatischen und einem hydrodynamischen Lastanteil unterschieden. Der hydrostatische Lastanteil wirkt stützend auf das Gebirge, während der hydrodynamische Lastanteil als Porendruck im aufgelockerten Gefüge wirksam wird. Der hydrostatische Lastanteil entspricht der Effektivspannung σ' , die als Beanspruchung auf das Korngerüst im Material wirksam wird. Für die Materialkennwerte der Lokation Sondershausen wird eine Effektivspannung von $\sigma' \equiv p_{hs} = (1 - \alpha) \cdot p = 5,76 \text{ MPa}$ berechnet, da der Biot-Koeffizient mit $\alpha = 0,3$ aus der vorangegangenen Berechnung ermittelt wurde, Bild 10.48.

In Bild 10.49 wird die Verteilung des Biot-Koeffizienten aus einer vorangegangenen Berechnung für die Materialkennwerte der Lokation Asse dargestellt. Der Biot-Koeffizient α wurde berechnet mit $\alpha = 1$. Aufgrund der starken Auflockerung in diesem Bereich verhält sich das Steinsalz an der Kontur wie ein poröses Medium. Die hydraulische Belastung in Form des Laugenzuflusses wirkt daher nicht hydrostatisch stützend auf die Streckenkontur, sondern wirkt als Porenwasserdruck im Korngefüge. Erst ins weniger geschädigte bzw. ungeschädigte

Gebirge hinein (in den Bereichen, wo der Zahlenwert α wieder abnimmt) wirkt der Laugendruck wieder zumindest teilweise stützend.

Der im Korngefüge wirksame Porenwasserdruck, der bei der hydraulisch-mechanischen Kopplung berücksichtigt wird, greift in die Verheilung und Permeabilitätsrückbildung ein:

- Je nach der Größe des Zahlenwertes für α kann der Laugendruck stützend auf die Streckenkontur und damit entlastend wirken. In diesem Fall stellt sich ein für die Schädigungsrückbildung günstigerer Beanspruchungszustand ein. Diesen Befund zeigen die Ergebnisse bei Ansatz der Materialkennwerte der Lokation Sondershausen.
- Der Porenwasserdruck im Korngefüge reduziert aber gleichzeitig auch die wirksamen Spannungen im Gesteinsgefüge ($\sigma' = \sigma - \alpha \cdot p$). Daher nimmt auch die wirksame Minimalspannung σ_3 ab, die in
 - die Fließfunktion für die Verheilung F^h eingeht und damit den Prozess der Schädigungs- und Dilatanzrückbildung in der Rissschließungsphase 1 (*fissure closing*) des Verheilungsprozesses beeinflusst,
 - die in der ersten Spannungsinvarianten I_1 enthalten ist, die zusammen mit den anderen reduzierten Spannungskomponenten die Geschwindigkeit der Rissschließung in der zweiten Rissschließungsphase (*fissure sealing*) steuert,
 - die Gleichung für die Steigung $n = 1 + d \cdot \exp(e(-\varepsilon_{vol}) - f \cdot \sigma_3)$ der Geraden im halb-logarithmischen Diagramm eingesetzt wird, die die Permeabilität in Abhängigkeit von der Dilatanz charakterisiert, wie im Abschnitt 8.1 beschrieben worden ist.
- Die Permeabilitätsrückbildung im Versatzkörper ist in erster Linie abhängig vom Kompaktionsverhalten des Versatzes, welches durch das Kompaktionsstoffmodell *Korthaus/Hein* beschrieben wird. Dort verursacht eine geringere Minimalspannung σ_3 eine reduzierte Versatzkompaktion, woraus eine erhöhte Permeabilität folgt.

Der veränderte Minimalspannungszustand im Gebirge und im Versatz beeinflusst den Verheilungsverlauf und die Permeabilitätsentwicklung dahingehend, dass

- aufgrund des wirksamen Porendrucks im Gefüge rechnerisch die Schädigungs- und Dilatanzrückbildung verlangsamt wird,
 - weil der Zahlenwert der Fließfunktion F^h kleiner wird und damit die Rissschließungsphase 1 (*fissure closing*) verlangsamt wird und
 - weil die Minimalspannung σ_3 in die erste Spannungsinvariante I_1 eingeht und somit die Rissschließungsphase 2 (*fissure sealing*) verlangsamt wird,

- aufgrund der geringeren Minimalspannung σ_3 bei gleicher Dilatanz ε_{vol} die Steigung der Geraden, die die Permeabilität über die Dilatanz beschreibt, größer wird und somit bei gleicher Dilatanz eine höhere Permeabilität berechnet wird und
- durch den veränderten Minimalspannungszustand auch die Kompaktionsrate des Versatzes verlangsamt wird. In gleicher Zeit kann nur noch ein geringeres Porenvolumen im Versatz zurückgebildet werden, woraus sich eine erhöhte verbleibende Permeabilität ergibt.

Aus den Berechnungsergebnissen sind auch die Durchflussraten \dot{Q} durch das Barrierensystem und die aufgelockerte Konturzone zu ausgewählten Zeitpunkten ermittelt worden. Dazu ist mit dem Programm *MISES3* zuvor unter Übernahme der jeweils zu den ausgewählten Zeitpunkten berechneten Permeabilitäten ein stationäres Potentialfeld berechnet worden. Tabelle 10.15 zeigt den Vergleich der berechneten Durchflussmengen für die Materialkennwerte der Lokationen Sondershausen und Asse.

Zeitpunkt nach Dammeinbau	Lokation Sondershausen Durchflussrate, l/d		Lokation Asse Durchflussrate, l/d	
	mit H-M- Kopplung	ohne Kopp- lung	mit H-M- Kopplung	ohne Kopp- lung
1d	1,9598	1,9594	2,7284	2,7547
500 d	1,9637	1,95962	2,2888	2,2885
5 a	1,9645	1,95980	2,0523	2,002651
25 a	1,9651	1,95900	1,9764	1,975814
100 a	1,9588	1,95922	1,9802	1,977743
250 a	1,9592	1,95997	1,9766	1,700695
500 a	1,9597	1,96527	1,8228	0,03454857
1000 a	1,9595	1,90689	0,0436	0,000006657

Tabelle 10.15: Tabellarische Zusammenfassung der Durchflussraten

Ergebnisbewertung Materialkennwerte Sondershausen:

Nach dem Laugenzufluss vor das Dichtelement und der Durchströmung des Barrierensystems wird ein Teil des Drucks als Porenwasserdruck wirksam (hydrodynamischer Lastanteil) und ein Teil des Drucks wirkt als hydrostatischer Lastanteil. Im offenen Streckenabschnitt bewirkt der hydrostatische Lastanteil eine Stützung des Gebirges, weshalb die Schädigung in diesem Streckenabschnitt sehr gering ausfällt (vgl. Tabelle 10.14 Zeile 1) und auch nicht weiter zunimmt, sondern im Gegenteil moderat abnimmt. Für die Schädigung im Bereich der Kontakt-

zone zwischen Versatz und Streckenkontur gilt ähnliches: Durch den stützenden Druck des hydrostatischen Lastanteils nach der allmählichen Durchströmung des Barrierensystems nimmt die Schädigung moderat ab. Der ebenfalls wirksame Porendruck verhindert aber eine Abnahme der Schädigung auf das Niveau des Zahlenwertes bei der nicht gekoppelten Berechnung (vgl. Zeile 3 in Tabelle 10.14).

Analog zu den Befunden für die Schädigung zeigen sich die Ergebnisse für die Dilatanz (vgl. Zeile 4 und 6 aus Tabelle 10.14).

Aufgrund der Konturnacharbeit über dem Widerlager und über dem Dichtelement wurde in der Zeit $\Delta t = 303$ d, in der das Dammbauwerk errichtet wurde, nur eine geringe Schädigung in der Kontaktzone induziert, die keinen Einfluss auf die Permeabilitätsentwicklung in diesem Bereich hat, siehe Zeile 8.

Da die hydraulisch-mechanisch gekoppelt berechneten Verformungen der Streckenkontur über dem Versatzkörper geringer sind, kommt es zu einer weniger intensiven Kompaktion des Versatzes. Dadurch bleibt die berechnete Porosität größer und in Folge dessen auch die im Versatzkörper verbliebene Permeabilität, siehe Tabelle 10.14, Zeile 10 und Zeile 11.

Die Durchflussrate durch das Barrierensystem bleibt mit $\dot{Q} \approx 1,96$ l/d über den gesamten Simulationszeitraum weitgehend konstant. Diese Ergebnisse decken sich auch mit den Berechnungsergebnissen zur Permeabilität. Selbst zum Zeitpunkt $t = 1000$ a hat der Versatz noch nicht die Permeabilität des Bentonitdichtelements und des Salzbrikettwiderlagers erreicht. Die Ergebnisse von mechanisch-hydraulisch gekoppelter und nicht gekoppelter Berechnung sind weitgehend in derselben Größenordnung, nur zum Zeitpunkt $t = 1000$ a gibt es erste, aber nur geringe Abweichungen. Der Einfluss der mechanisch-hydraulischen Kopplung ist im Berechnungssystem mit den Materialkennwerten der Lokation Sondershausen sehr gering. Erst zum Zeitpunkt $t = 1000$ a macht sich der Einfluss der höheren Porosität und damit auch höheren Permeabilität im Versatzkörper bemerkbar.

Ergebnisbewertung Materialkennwerte Asse:

Aufgrund der berechneten größeren Schädigung im Bereich der Streckenkontur im Vergleich zum Fall der Materialkennwerte der Lokation Sondershausen wird der Biot-Koeffizient mit $\alpha = 1$ ermittelt. Der Fluidruck aufgrund der zufließenden Lauge wirkt daher nicht hydrostatisch stützend auf die unmittelbare Kontur, sondern vollständig als Porenwasserdruck im Korngefüge. Durch den im Konturbereich wirksamen Porenwasserdruck und die fehlende hydraulische Stützwirkung vergrößert sich die Schädigung im offenen Streckenbereich mit voranschreitender Zeit kontinuierlich, siehe Tabelle 10.14 Zeile 1. Allerdings fällt das Maß

der Vergrößerung der berechneten Schädigung moderater aus als bei der nicht gekoppelten Berechnung. Diese Beobachtung kann mit der allmählich einsetzenden Stützwirkung der zugeflossenen Lauge auf den Übergangsbereich vom stark geschädigten zum weniger stark geschädigten Gebirge erklärt werden, also dem Bereich, in dem die Schädigung D und der Biot-Koeffizient α wieder kleinere Zahlenwerte annehmen. Ähnliches gilt im Grundsatz auch für die berechnete Dilatanz, siehe Tabelle 10.14, Zeilen 4 bis 6.

Aufgrund der Konturnacharbeit über dem Widerlager und über dem Dichtelement wurde in der Zeit $\Delta t = 303d$, in der das Dammbauwerk errichtet wurde, nur eine geringe Schädigung in der Kontaktzone induziert, die keinen Einfluss auf die Permeabilitätsentwicklung in diesem Bereich hat, siehe Tab. 10.14, Zeile 8.

Die hydraulisch-mechanisch gekoppelt berechneten Verformungen der Streckenkontur über dem Versatzkörper liegen in etwa in der gleichen Größenordnung wie bei der nicht gekoppelten Berechnung. Es kommt trotzdem zu einer weniger intensiven Kompaktion des Versatzes, weil durch den Porenwasserdruck im Salzgrus der Porenraum nicht zurückgebildet werden kann. Dadurch bleibt die berechnete Porosität größer und in Folge dessen auch die im Versatzkörper verbliebene Permeabilität, siehe Tabelle 10.14 Zeile 10 und Zeile 11).

Die Durchflussrate durch das Barrierensystem bleibt bis zum Zeitpunkt $t = 100$ a nach Dammeinbau auf etwa dem gleichen Niveau wie bei der nicht hydraulisch-mechanisch gekoppelten numerischen Simulation. Zum Zeitpunkt $t = 250$ a nach Dammeinbau hat sich im Fall der nicht gekoppelten Berechnung die Durchflussrate deutlich reduziert, bei der hydraulisch-mechanisch gekoppelten Simulation hingegen nimmt sie nur wenig ab.

Aufgrund der ausgeprägten Kriecheigenschaften des Steinsalzgebirges kommt es bereits nach $t = 5$ a nach Dammeinbau zu einem Rückgang der Durchflussrate auf den Wert von $\dot{Q} = 2,0$ l/d. Der Trend ist aber bereits abzulesen: Durch das auflaufende Gebirge wird relativ kurzfristig ein Stützdruck auf den Versatzkörper und auf das Dammbauwerk aufgebaut, so dass innerhalb der ersten 25 Jahre nach Dammeinbau bereits ein deutlicher Rückgang der Durchflussrate zu verzeichnen ist. Diese Beobachtung gilt für beide Berechnungen. Die zunehmenden Kriechdeformationen führen mit der Zeit in der gekoppelten Berechnung aufgrund des wirksamen Porenwasserdrucks im Versatzkörper nicht mehr zu einer genauso deutlichen Kompaktion des Salzgruses und damit zu einer Verringerung des Porenraumes. Daher bleibt im Vergleich zur nicht gekoppelten Berechnung die Durchflussrate zum Zeitpunkt $t = 500$ a nach Dammeinbau mit $\dot{Q} = 1,8228$ l/d noch relativ hoch. Im weiteren Simulationsverlauf nimmt die Durchflussrate dann signifikant ab, ohne aber das Endergebnis der nicht gekoppelten Berechnung zu erreichen.

Grafischer Vergleich der Ergebnisse und Fazit:

Bild 10.60 zeigt deutlich, dass die hydraulisch-mechanische Kopplung und der damit verbundene Einfluss des Porenwasserdrucks sich vor allem in einer Verlangsamung der Abnahme der Durchflussrate \dot{Q} für den Fall der Materialkennwerte der Lokation Asse bemerkbar machen. Trotz der augenscheinlich geringeren Durchflussraten durch die Barrieren im Fall der Materialkennwerte der Lokation Sondershausen in der Anfangszeit bis ca. 40000 d (ca. 110 a) wirkt sich das geringe Kriechvermögen dieses Salzes negativ auf die Hohlraumkonvergenz und damit auf die Schädigungs- und Dilatanzrückbildung in der Auflockerungszone sowie auf die Versatzkompaktion aus. Allerdings ist damit auch der Einfluss der hydraulisch-mechanischen Kopplung im Berechnungssystem Materialkennwerte Sondershausen nahezu zu vernachlässigen. Somit bleibt die Durchflussrate \dot{Q} über den gesamten Simulationszeitraum der hydraulisch-mechanisch gekoppelten Berechnung nahezu konstant. Die technische Barriere Dammbauwerk muss über einen sehr viel längeren Zeitraum funktionsfähig bleiben. Nach *Busch (1990)* sollten Dammbauwerke so dimensioniert werden, dass nach deren Funktionsdauer andere geotechnische Barrieren (hier: Versatzkörper) die Dichtfunktion übernehmen.

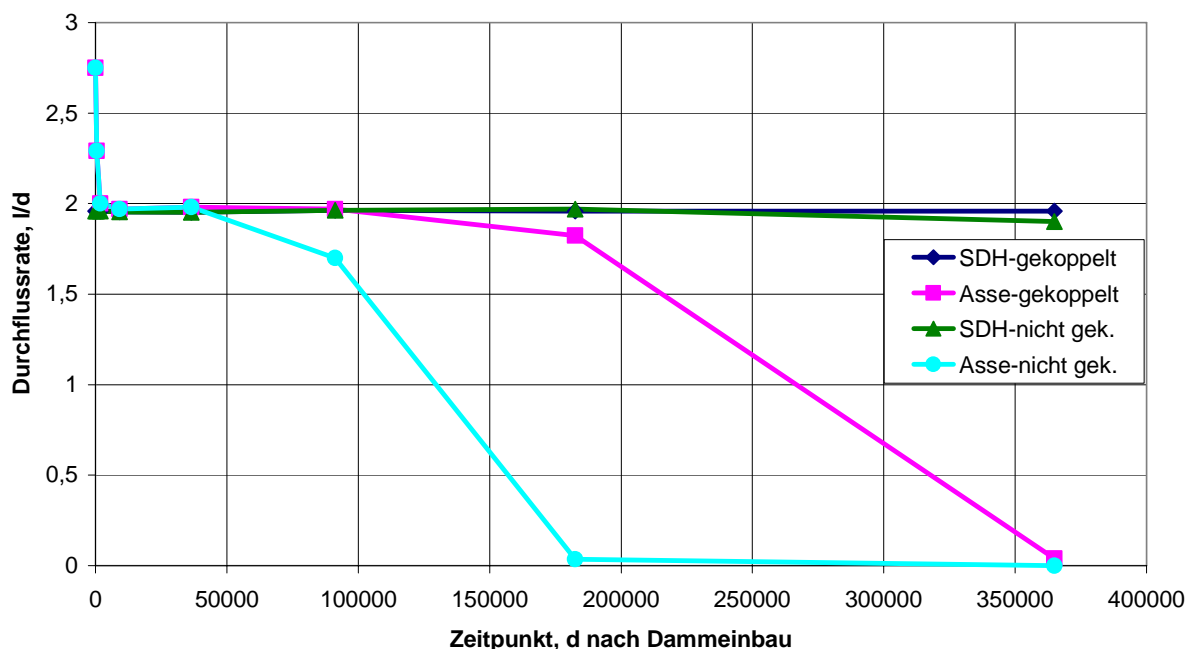


Bild 10.60: Gegenüberstellung der zeitlichen Durchflussraten (l/d) bei Ansatz der Materialkennwerte der Lokation Asse und der Lokation Sondershausen (SDH)

11 Zusammenfassung, Grenzen der Arbeit und weiterer Forschungsbedarf

Als Einstieg in die Thematik der Endlagerung von radioaktiven Abfallstoffen wird in Abschnitt 1 ein Überblick zu der verfolgten Strategie bei der Endlagerung radioaktiver Abfälle in der Bundesrepublik Deutschland gegeben.

Anschließend werden im zweiten Abschnitt die geomechanischen Eigenschaften von Steinsalz unter besonderer Hervorhebung des Rissrückbildungs-/Verheilungsvermögens behandelt. Diese Eigenschaften sind von zentraler Bedeutung für Steinsalz in seiner Funktion als Wirts- und Barrierengesteinsinformation für ein geplantes Endlager für radioaktive Abfälle.

Im dritten Abschnitt wird kurz auf die Grundlagen für die Bohrkerngewinnung und Prüfkörperherstellung eingegangen. Da für die Quantifizierung der Schädigung D aus den durchgeführten Laborversuchen die Kenntnis der Ultraschallwellengeschwindigkeiten notwendig ist, wird in diesem Abschnitt weiter der Zusammenhang zwischen Ultraschallwellengeschwindigkeiten und Gefügeschädigung vorgestellt. Ferner wird der Versuchsablauf bei den so genannten Verheilungsversuchen beschrieben, und es werden die charakteristischen Versuchsphasen dargestellt und erläutert.

In Abschnitt 4 wird dann der Stand von Wissenschaft und Technik im Zusammenhang mit der physikalischen Modellierung der Schädigungsrückbildung (Verheilung) vorgestellt. Hierbei wird vor allem auf den Ansatz von *Chan et al. (1995, 1998)* eingegangen, da dieser erste in der internationalen Literatur bekannt gewordene Ansatz später von *Hou (2002)* aufgegriffen worden ist. Das daraus entwickelte und in ein viskoplastisches Stoffmodell implementierte Verheilungsmodell ist dann im Rahmen eines BMBF-Forschungsvorhaben von *Lux et al. (2006)* und auch in der vorliegenden Arbeit geprüft und weiterentwickelt worden.

In Abschnitt 5 wird der von *Hou (2002)* vorgestellte und implementierte Verheilungsansatz anhand analytischer Berechnungsbeispiele validiert. Die Ergebnisse der analytischen Berechnungen offenbaren aber deutliche Defizite, die im Rahmen des BMBF-Forschungsvorhaben 02C0720 diskutiert worden sind, *Lux et al. (2006)*. Die identifizierten Defizite aus den analytischen Fallbeispielen führen zu einer völligen Neuentwicklung des Verheilungsansatzes für das Stoffmodell *Hou/Lux*.

Der neu entwickelte phs-Verheilungsansatz wird in Abschnitt 6 mit den darin enthaltenen Kennwerten und ihrer physikalischen Funktion vorgestellt. Dabei wird versucht, den aus einer nur phänomenologischen Betrachtungsweise abgeleiteten Phasen der Rissrückbildung in den Laborversuchen mit physikalisch-chemischen Prozessen in Verbindung zu bringen. Die Ableitung des Materialparametersatzes stützt sich weitgehend auf den Laborversuch 307, weil dieser Versuch zum damaligen Zeitpunkt der einzige Versuch war, der zur Verfügung stand und über einen ausreichend langen Zeitraum gelaufen ist, so dass nicht nur die Identifizierung einer dritten Rissrückbildungsphase möglich war, die als die eigentliche Verheilungsphase (*fissure healing* – *fh*) identifiziert worden ist, sondern dementsprechend auch nur aus diesem Versuch Materialkennwerte für den Parameter *fh* abgeleitet werden konnten.

Eine parallele Auswertung des Laborversuchs Nummer 289 ergibt in der Größenordnung ähnliche Zahlenwerte für die im Verheilungsstoffmodell enthaltenen Materialparameter *fc1*, *fc2* und *fs1*, *fs2* sowie *gh*. Unterschiede in den Zahlenwerten können auch aus Streuungen resultieren, die bei Laborversuchen üblich und unvermeidbar sind. Die Abweichungen in den Parametersätzen für beide Laborversuche sind allerdings so gering, dass die Versuche 289 und 307 näherungsweise mit einem einheitlichen Parametersatz für die Verheilungsparameter numerisch mit guter Übereinstimmung zu den Laborversuchskurven nachgerechnet werden konnten.

Bei der Ermittlung von Materialparametern zur Bedeutung der Schädigungsrückbildung (Verheilung) ist noch Forschungsbedarf vorhanden, da die Datenbasis nur aus zwei Laborversuchen besteht. Außerdem sind zurzeit auch nur Prüfkörper der Lokation Asse bezüglich des Verheilungsvermögens untersucht worden. Verheilungsversuche an Prüfkörpern anderer Lokationen wären wünschenswert, um dann faziesbezogene Materialparametersätze ableiten zu können. Diese Untersuchungen sind notwendig, um einen Vergleich des Verheilungsverhaltens unterschiedlicher Steinsalzfazies durchzuführen und anhand von rechnerischen Simulationen an Querschnittsabdichtungen die Auswirkungen des möglicherweise unterschiedlichen Verheilungsverhaltens untersuchen zu können.

Weiterhin muss auch noch die Belastungsabhängigkeit in der Rissschließungsphase 2 (*fissure sealing*) anhand von weiteren Laborversuchen mit unterschiedlich großen Deviatorspannungen und möglichst auch unterschiedlich großen Axialspannungen im Vergleich zu den Laborversuchen 289 und 307 bestätigt werden. Der Übergang von der Rissschließungsphase 2 (*fissure sealing*) in die Verheilungsphase (*fissure healing*) wird im Versuch 307 durch Unterschreiten einer Dilatanz von $\varepsilon_{\text{vol,healing}} = 0,7 \text{ ‰}$ markiert. Bei Erreichen dieses Wertes wird angenommen, dass beide Rissschließungsphasen (*fissure closing* und *fissure sealing*) beendet

sind. Gleichzeitig führt dieser Zahlenwert von $\varepsilon_{\text{vol,healing}} = 0,7 \text{ ‰}$ im neu entwickelten pps-Ansatz zur Beschreibung der Permeabilitätsentwicklung dazu, dass auch bei dieser geringen Dilatanz noch Wegsamkeiten im Gesteinselement vorhanden sind. Durch geeignete Laborversuche ist daher zu prüfen, ob erstens der Zahlenwert von $\varepsilon_{\text{vol,healing}} = 0,7 \text{ ‰}$ als Übergangsbedingung zwischen den Phasen *fissure sealing* und *fissure healing* bestätigt wird und ob zweitens tatsächlich bei einer Dilatanz in der Größenordnung von $\varepsilon_{\text{vol,healing}} = 0,7 \text{ ‰}$ noch hinreichend vernetzte Wegsamkeiten im Gesteinsgefüge vorhanden sind, die dann zu einer noch messbaren Permeabilität führen werden.

Eine weitere Fragestellung, die weder im BMBF-Forschungsvorhaben 02C0720, *Lux et al. (2006)* noch im Rahmen dieser Arbeit geklärt werden konnte, betrifft die vollständige Wiederherstellung der mechanischen Eigenschaften eines verheilten Prüfkörpers. Derzeit kann die Wiederherstellung der mechanischen Eigenschaften nach Durchlaufen der Verheilungsphase (*fissure healing*) laborativ aufgrund fehlender Versuche nicht belegt werden. Diese Fragestellung sollte durch geeignete Versuche in Zukunft beantwortet werden.

Die Validierung des neu formulierten Verheilungs-Stoffmodells wird anhand des Laborversuchs 307 in Abschnitt 7 vorgenommen. Es zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den berechneten und den im Laborversuch gemessenen Kurven der Schädigungs- und Dilatanzrückbildung.

In Abschnitt 8 wird auf der Basis der Vorarbeiten von *Hou (2002)* eine neue Poro-Perm-Beziehung entwickelt. Dabei sind neue Grenzen zur Charakterisierung derjenigen Dilatanz festgelegt worden, bei der überhaupt von einer Permeabilitätszunahme auszugehen ist. Die neu entwickelte Poro-Perm-Beziehung ist anhand von Versuchsdaten aus der Literatur geprüft und dann auf das Beispiel der Tübbingausbaustrecke in Abschnitt 9 angewendet worden. Der neu entwickelte Poro-Perm-Ansatz wird nunmehr als *pps-Ansatz* bezeichnet (*porosity-permeability in salt*). Zur Zeit stehen für den pps-Ansatz für die Parameter nur die Zahlenwerte aus der zitierten Literatur zur Verfügung. Zur Überprüfung und Validierung des neu entwickelten pps-Ansatzes sind weitere laborative Untersuchungen notwendig, aus denen lokations- und faziesbezogen Zahlenwerte für die Parameter ermittelt werden können.

In Abschnitt 9 wird als eine erste Anwendung der anhand des Laborversuchs 307 auch auf seine physikalische Plausibilität überprüfte phs-Verheilungsansatz auf einen im Jahre 1911 aufgefahrenen und im Jahr 1914 mit einem Tübbingausbau versehenen Streckenabschnitt im

Forschungsbergwerk Asse angewendet, in dem zuvor Permeabilitätsmessungen durchgeführt worden sind, *GRS (2001)*. Bei den numerischen Simulationen zum Streckentragverhalten ist die Quantifizierung der heute vorliegenden, messtechnisch ermittelten Sekundärpermeabilität der zentrale Gegenstand.

Die zweite Anwendung des phs-(Verheilungs-)Ansatzes und des pps-(Poro-Perm-)Ansatzes erfolgt in Abschnitt 10 mit einem von der realen Konstruktion nur leicht abgewandelten FE-Modell für das Dammbauwerk Sondershausen. Dabei wird luftseitig des Dammwiderlagers zusätzlich (fiktiv) ein Streckenversatz aus Salzgrus angeordnet. Anhand dieses Beispiels wird erstmals die Interaktion zwischen Hohlraumkonvergenz und Versatzkompaktion einerseits berechnet und andererseits simultan dabei die Verheilung in der Kontaktzone zwischen Versatz und Streckenkontur sowie die Permeabilitätsrückbildung im Versatz quantifiziert. Über den Umfang der Berechnungen im BMBF-Forschungsvorhaben 02C0720, *Lux et al. (2006)* hinaus werden hier vergleichende Analysen mit Materialparametern der Lokation Sondershausen und der Lokation Asse, die unterschiedliche Kriecheigenschaften des Steinsalzes repräsentieren, durchgeführt und ausgewertet. Ferner werden Untersuchungen angestellt, um die Durchflussmenge an Fluid durch die Querschnittsabdichtung, bestehend aus Dammbauwerk, Kontaktzone und konturnah aufgelockertem Steinsalzgebirge, in seiner Zeitabhängigkeit zu quantifizieren, wenn das Barrierensystem zu verschiedenen Zeitpunkten mit Laugendruck beaufschlagt wird.

Eine neuartige Berechnungsvariante ist dabei die hydraulisch-mechanische gekoppelte Simulation. Die Durchflussrate durch das Barrierensystem wird unter der Annahme ermittelt, dass sich unmittelbar nach Einbau des Dammbauwerks vor dem Dichtelement instantan ein Laugendruck aufbaut. Der Laugendruck erzeugt in den geschädigten und aufgelockerten Konturbereichen einen Porenwasserdruck, der einer Rissrückbildung und Verheilung des konturnahen Steinsalzgebirges wie auch einer Kompaktion des Salzgrusversatzes entgegenwirkt und somit die Schädigungs- und Dilatanzrückbildung verlangsamt. Daraus resultiert eine im Vergleich zur nicht gekoppelten Berechnung höhere Permeabilität im Versatz und im konturnah aufgelockerten Steinsalzgebirge. Anhand von zwei Berechnungen für Steinsalz der Lokationen Sondershausen und Asse wurden die Ergebnisse ausgewertet und miteinander verglichen. Da diese Berechnungen zwar unter Verwendung der Abmessungen eines bekannten und in der Literatur gut dokumentierten Dammbauwerks durchgeführt worden sind, aber keine Messwerte z. B. für eine versetzte Strecke (Kompaktionsverhalten des Versatzes, Permeabilitätsentwicklung) zur Verfügung stehen, können diese Berechnungen nur die generelle Anwendbarkeit des phs-Verheilungsstoffmodells und des pps-Ansatzes aufzeigen und trotz der

größtenteils laborativ ermittelten Stoffmodellparameter für Steinsalz nur orientierenden Charakter haben.

Weiterer Forschungsbedarf ist noch in der Durchführung von Laborversuchen zu sehen, um zu ermitteln, unter welchen Beanspruchungsbedingungen und bei welcher Größe von Schädigung und Dilatanz überhaupt noch von einer Schädigungsrückbildung (Verheilung) auszugehen ist. Die Kenntnis dieser Zahlenwerte ist von großer Bedeutung, um Aussagen über die Intensität der Schädigungsrückbildung (Verheilung) in geschädigten Zonen bei geotechnischen Barrierenbauwerken treffen zu können.

12 Literatur

- AkEnd (2002)*: Entwicklung und Fundierung der Anforderung “Günstige gebirgsmechanische Voraussetzungen“, Teil A: Grundlegende rechnerische Untersuchungen, Teil B: weiterführende laborative und rechnerische Untersuchungen und „Geringe Neigung zur Bildung von Wegsamkeiten, Gutachten im Auftrag des AkEnd, TU Clausthal, veröffentlicht beim BfS (Bundesamt für Strahlenschutz), Salzgitter
- Aubertin, M.; Sgaoula J.; Gill, D. E. (1993)*: A Damage Model for Rock Salt: Application to Tertiary Creep, 7th Symposium on Salt, Vol. 1.
- Brodsky, N. S. (1990)*: Crack Closure and Healing studies in WIPP Salt using compressional Wave Velocity and Attenuation Measurements: Test Methods and Results, Sandia National Laboratories
- Brodsky, N.S.; Munson, D.E. (1994)*: Thermomechanical Damage Recovery Parameters for Rock Salt from the Waste Isolation Pilot Plant, Proc., 1st Northern American Rock Mech. Symposium.
- Busch, W. (1990)*: Abschlussbauwerke als wesentlicher Bestandteil des Mehrbarrierenkonzeptes für Endlager von radioaktiven Abfällen, Dammbau im Salzgebirge – Untersuchung und Erprobung eines Systems von Baukomponenten zur Entwicklung und Optimierung eines Dammbauwerkes, BGR/GSF-Vorträge zur Informationsveranstaltung am 5./6. Dez. 1990, Peine
- Chan, K. S.; Brodsky, N. S.; Fossum, A. F.; Bodner, S. R.; Munson, D. E., (1994)*: Damage-induced nonassociated inelastic Flow in Rock Salt, International Journal of Plasticity, Vol. 10, No. 6
- Chan, K.S.; Fossum, A.F.; Bodner, S.R.; Munson, D.E. (1995)*: Constitutive Representation of Damage Healing in WIPP salt, Proc of the 35th U.S. Symposium on Rock Mechanics, Daemen and Schulz (eds.), Balkema, Brookfield, VT
- Chan, K. S., Bodner, S. R.; Munson, D. E. (1998)*: Recovery and Healing of Damage in WIPP Salt, International Journal of Damage Mechanics, Vol. 7, April 1998.
- Chan, K.S. (2004)*: <mailto:kwai.chan@swri.org>, e-mail-Schriftverkehr vom 20.2.2004 und 23.2.2004, unveröffentlicht
- Darot, M.; Gueguen, Y. (1986)*: Slow Crack Growth in Minerals and Rocks: Theory and Experiments, Pageoph, Vol. 124, Birkhäuser Verlag

- Düsterloh, U. (2003, 2004, 2005):* Laborversuche zur Bestimmung des Parametersatzes für die Verheilung im Salzgestein, TU Clausthal, Professur für Deponietechnik und Geomechanik, unveröffentlicht
- Düsterloh, U. (2005):* Fachgespräche über die implementierten Gleichungen im Verheilungsansatz und Umbenennung des Verheilungsansatzes in phs-Stoffmodell, TU Clausthal, Professur für Deponietechnik und Geomechanik, unveröffentlicht.
- Förster, W.; Sitz, P.; Köckritz, V., Häfner, F.; Heinrich, F.; (1990):* Querschnittsabdichtung von untertägigen Hohlräumen und von Bohrlöchern unter besonderer Berücksichtigung der Endlagerung radioaktiver Abfallprodukte, Neue Bergbautechnik, 20. Jg., Heft 5, 6, 7, 11, 1990
- Fossum, A. (2004):* <mailto:affossu@sandia.gov>, e-mail-Schriftverkehr vom 24.2.2004, unveröffentlicht
- GRS (1999):* Ableitung einer Permeabilitäts-Porositätsbeziehung für Salzgrus, Gesellschaft für Reaktorsicherheit, Braunschweig, GRS-Heft 148
- GRS (2001):* Untersuchungen zur hydraulisch wirksamen Auflockerungszone um Endlagerbereiche im Salinar in Abhängigkeit vom Hohlraumabstand und Spannungszustand (A-LOHA2), Abschlussbericht des Forschungsvorhabens 02 E 9118
- Grundvelt, B; Smellie, J. (2004):* Prozessorientierte Auswertung von natürlichen und anthropogenen Analoga und ihre Bewertung als vertrauensbildendes Argument bei Sicherheitsbewertungen für Anlagen zur Endlagerung radioaktiver Abfälle, Kemakta AR 2004-16, Kemakta Konsult AB, Schweden
- Häfner, F. (2001):* In-situ- Ermittlung von Strömungskennwerten natürlicher Salzgesteine in Auflockerungszonen gegenüber Gas und Salzlösungen unter den gegebenen Spannungsbedingungen im Gebirge, Forschungsbericht zum Vorhaben 02C05276, TUBAF, Freiberg, 2001
- Hampel, A. (2005):* Statusgespräch zum BMBF-Verbundvorhaben „Stoffmodellvergleich“ am 28.04.2005- 29.04.2005 an der Professur für Deponietechnik und Geomechanik, TU Clausthal, unveröffentlicht
- Hein, H.-J. (1991):* Ein Stoffgesetz zur Beschreibung des thermomechanischen Verhaltens von Salzgranulat, Dissertation an der RWTH Aachen
- Hou, Z. (1997):* Untersuchungen zum Nachweis der Standsicherheit für Untertagedeponien im Salzgebirge, Dissertation an der TU Clausthal
- Hou, Z. (2001):* Erweiterung des Stoffmodells *Hou/Lux* um einen Verheilungsansatz sowie Implementierung dieses Ansatzes ins FE-Programm *MISES3*, Bericht der

- Professur für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal, unveröffentlicht.
- Hou, Z. (2002):* Geomechanische Planungskonzepte für untertägige Tragwerke mit besonderer Berücksichtigung von Gefügeschädigung, Verheilung und hydromechanischer Kopplung, Habilitation an der TU Clausthal
- Hou, Z. (2005):* Parameterbestimmung der Kriechparameter für die Lokation Sondershausen im Rahmen des BMBF-Verbundvorhabens „Stoffmodellvergleich“, TU Clausthal, unveröffentlicht
- Hunsche, U.; Schulze, O. (1993):* Effect of Humidity and Confining Pressure on Creep of Rock Salt, The Mechanical Behaviour of Salt, Vol. 3, Trans Tech Publ., Clausthal-Zellerfeld
- Hunsche, U.; Schulze, O. (1994):* Das Kriechverhalten von Steinsalz, Kali und Steinsalz, Band 11, Heft 8/9
- IfG Leipzig, (1999a):* Wissenschaftliche Berichte FZKA-PTE Nr. 6, Untertägige Entsorgung, 4. Statusgespräch, 1999, Clausthal-Zellerfeld
- IfG Leipzig (1999b):* Bestimmung gesteinsmechanischer Parameter am Steinsalz der Blindstrecke im Bereich der Maschinenstrecke EU1 in der Grube Sondershausen, Institut für Gebirgsmechanik, Leipzig
- IfG Leipzig (1998-2000):* Standsicherheitsnachweis für das statische Widerlager im Streckenverschlussbauwerk in der EU1 der Grube Sondershausen, Institut für Gebirgsmechanik, Leipzig
- Ilchner, B. (1973):* Hochtemperatur- Plastizität, Springer Verlag
- Janach, W. (1977):* Failure of Granite under Compression, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 14, pp. 209 - 215, Pergamon Press
- Kachanov, L. M., (1986):* Introduction to Continuum- Damage- Mechanics, Martinus Nijhoff Publishers
- Korthaus, E. (1998):* Experiments on Crushed Salt Consolidation with True Triaxial Testing Device as a Contribution to an EC-Benchmark Exercise (FZKA 6181), Forschungszentrum Karlsruhe
- Kowallis, B. J.; Wang, H. F.; Jang, B. (1987):* Healed Microcrack Orientations in Granite from Illinois Borehole UPH-3 and their Relationship to the Rock's Stress History/Tectonophysics, 135, pp.297 - 306, Elsevier Science Publishers BV.
- Krautkrämer, J.; Krautkrämer, H. (1986):* Werkstoffprüfung mit Ultraschall, Springer Verlag
- Lemaitre, J. (1992):* A Course on Damage Mechanics, Springer Verlag

- Lux, K.-H. (1984):* Gebirgsmechanischer Entwurf und Felderfahrungen im Salzkavernenbau, Enke Verlag, Stuttgart
- Lux, K.-H.; Xie, Z.; Hou, Z. (2002):* Mechanische und hydraulische Eigenschaften von Auflockerungszonen des grubennahen Gebirges in Verbindung mit der Planung von Damm- und Verschlussbauwerken im Salinar. Mechanische Modellbildung und mechanisch-hydraulische Tragwerksanalyse. Abschlussbericht zum BMBF-Forschungsvorhaben 02C0588. Professur für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal, Clausthal-Zellerfeld
- Lux, K.-H.; Eberth, S.; Düsterloh, U. (2006):* Weiterentwicklung eines Prognosemodells zum Barrierenintegritäts- und Langzeitsicherheitsnachweis für Untertagedeponien mit besonderer Berücksichtigung der Gefügeschädigung und Schädigungsverheilung auf der Grundlage der Continuum-Damage-Theorie. Abschlussbericht zum BMBF-Forschungsvorhaben 02C0720. Professur für Deponietechnik und Geomechanik der TU Clausthal, Clausthal-Zellerfeld
- Pfeifle, T. W., Hurtado, L. D. (1998):* Permeability of Natural Rock Salt from the Waste Isolation Plant (WIPP) during Damage Evolution and Healing, International Journal of Rock Mechanics & Mining Science, Vol. 35, Nos. 4 - 5, Paper No. 28, Elsevier Science Ltd.
- Popp, T.; Kern, H. (2000):* Monitoring the State of Microfracturing in Rock Salt during Deformation by combined Measurements of Permeability and P- and S-Wave Velocities; Phys. Chem. Earth (A), Vol. 25, No. 2, pp. 149 – 154, Elsevier Science Ltd.
- Popp, T.; Kern, H. (2001):* Evolution of Dilatancy and Permeability in Rock Salt during hydrostatic Compression and triaxiale Deformation; Journal of Geophysical Research, Vol. 106, No. B3, pp. 4061 – 4078; American Geophysical Union
- Salzer, K. (2000):* Vortrag zum 2. Fachgespräch „Auflockerungszone“ am 9.5.2000 in Karlsruhe, PTFE, FZK, Karlsruhe
- Saxena, A. (1998):* Nonlinear Fracture Mechanics for Engineers, CRC Press
- Sitz, P.; Gruner, M. (1997):* Verschlussbauwerke für Untertagedeponien - Eignungsuntersuchungen an Bentoniten, Felsbau 15, Nr. 6
- Sitz, P. (1981):* Querschnittsabdichtungen untertägiger Hohlräume durch Dämme und Pfropfen, Freiburger Forschungshefte, VEB Verlag für Grundstoffindustrie, 1981
- Sitz, P. (1999):* Untertägige Entsorgung, 4. Statusgespräch zu FuE Vorhaben, Clausthal-Zellerfeld, 1999
- Sitz, P. (2001):* Langzeitstabile Streckenverschlussbauwerke im Salinar, 5. Statusgespräch zu FuE Vorhaben, Leipzig 2001

-
- Stormont, J.C. (1990):* Gas Permeability Changes in Rock Salt during Deformation, PhD-Thesis, University of Arizona
- Stormont, J.C. (1997):* In-situ Gas Permeability Measurements to delineate Damage in Rock Salt. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 34, No. 7, p1055 - 1064.
- Tedeeva, S. (2005):* Weiterentwicklung des Programms UTD_FLUT, TU Clausthal, unveröffentlicht
- Urai, J.L.; Spiers, C.J (2007):* The effect of Grain Boundary Water on Deformation Mechanisms and Rheology of Rock Salt during long term Deformation, *The Mechanical Behaviour of Salt – Understanding of THMC Processes in Salt*, Waller, Lux, Minkley, Hardy (eds), Taylor and Francis, London
- Weber, J. R. (1994):* Untersuchungen zur Permeabilitätsdilatanz kristalliner Gesteine unter deviatorischer Belastung, Dissertation an der TU Clausthal
- Wilsnack, Th. (2004):* Entwicklung eines Messsystems zur Wassergehaltsbestimmung von Bentonit in salinarer Umgebung, BMBF-Vorhaben 02C0800, IBeWa – Ingenieurpartnerschaft für Bergbau, Wasser- und Deponietechnik, Freiberg/Sachsen
- Wittke, W. (1973):* Anwendung der Finite-Element-Methode auf den Entwurf von untertägigen Dämmen; *Erzmetall*, Vol. 26, No. 2, pp. 66 – 74
- Wittke, W.; Kiehl, J. R. (1994):* Eigenschaften hochverdichteter Bentonite – Ergebnisse einer Literaturstudie. Bericht im Rahmen der Konzeptplanung „ERA Morsleben – Verfüllen und Verschließen des Grubengebäudes und der Schächte, Vertiefung der Phase I“ im Auftrag des BfS, Aachen
- Xie, Z. (2002):* Rechnerische Untersuchungen zum mechanische und hydraulischen Verhalten von Abdichtungsbauwerken in Untertagedeponien im Fall eines Lösungszutritts, Dissertation an der TU Clausthal